

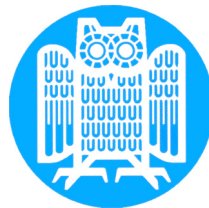
# Grundlagen und Anwendungen der aktiven Thermographie mit elektromagnetischer Anregung

## Induktions- und Konduktionsthermographie

Dissertation  
zur Erlangung des Grades des  
Doktors der Naturwissenschaften

der  
NATURWISSENSCHAFTLICH-TECHNISCHEN FAKULTÄT III  
CHEMIE, PHARMAZIE, BIO- UND WERKSTOFFWISSENSCHAFTEN

der  
UNIVERSITÄT DES SAARLANDES



von  
Johannes Vrana

Saarbrücken  
2008



Tag des Kolloquiums: 29.02.2008

Dekan:	Prof. Dr. U. Müller
Vorsitzender	Prof. Dr. R. Busch
Berichterstatter:	Prof. Dr. W. Arnold
	Prof. Dr. H. Kliem
Akademischer Mitarbeiter:	Dr. M. Marx



# Zusammenfassung

Mit den in dieser Arbeit behandelten aktiven Thermographiemethoden mit elektromagnetischer Anregung können Materialfehler zerstörungsfrei, zuverlässig, schnell und bildgebend mittels Infrarotkameras nachgewiesen werden. Dabei wird bei der berührungslosen Induktionsthermographie Strom über eine Spule und bei der Konduktionsthermographie über eine galvanische Kontaktierung eingekoppelt.

Für ein tieferes Verständnis des Fehlernachweismechanismus ist ein grundlegendes Wissen über die Anregung, insbesondere über die lokale Stromdichte und -richtung, nötig. Daraus lässt sich ableiten, wie viel Wärme lokal entsteht, wie diese im Körper diffundiert und welche Temperaturverteilung sich dynamisch an der Oberfläche ergibt. Dabei erhöhen Defekte zum einen lokal die Stromdichte und stören zum anderen die Wärmediffusion. Der Detektionsprozess hängt dabei jeweils von der Defektgeometrie, -orientierung und vom -typ ab.

Es wird systematisch dargestellt, wie sich die Stromdichte- und Temperaturverteilungen in einem Körper analytisch berechnen bzw. simulieren lassen, wie verschiedene Defekttypen die Stromdichteverteilung bzw. die Temperatursausbreitung verändern und sich deshalb unterscheiden lassen. Mit diesen Modellen lässt sich schließlich eine Aussage über die Detektierbarkeit von realen Rissen treffen. Aufbauend auf dieses Wissen wird anhand zweier während dieser Arbeit bei Siemens entwickelter Systeme gezeigt, wie ein System ausgelegt werden sollte, mit welchen Auswertelgorithmen das Ergebnisbild verbessert werden kann und wie ein Anwender vorgehen sollte, um eine Komponente zu testen.



# Abstract

Active thermography with electromagnetic excitation allows one to detect defects in components non-destructively, reliably and fast by imaging with an infrared camera. In induction thermography a current is contactlessly coupled into the component to be tested by a coil and in conduction thermography by galvanic contacts. In this thesis both techniques are discussed in detail.

For a deeper understanding of the detection mechanism a fundamental knowledge of the excitation, especially of the current density and its direction, is necessary. Based on this knowledge, it can be deduced how much heat is produced locally, how the heat diffuses in the component, and which dynamic temperature distribution arises on its surface. Cracks locally increase the current density and they disturb the heat diffusion. The detection mechanism of defects and the detection limit depends on its type, geometry, and orientation.

In a systematic way, this thesis presents analytical calculations and simulations of the distributions of current density and temperature in the component under test taking into account the disturbance of these distributions by different kinds of defects. Furthermore, it is discussed how these defects can be differentiated enabling one to predict their detectability. Based on this knowledge it is shown on the basis of two systems developed at Siemens during this thesis how an active thermography testing-system should be designed including the necessary algorithms to analyze the data. Finally instructions are given how to test a component.





# Inhaltsverzeichnis

<b>1</b>	<b>Einleitung .....</b>	<b>1</b>
<b>2</b>	<b>Einführung in die aktive Thermographie mit elektromagnetischer Anregung .....</b>	<b>3</b>
2.1	Entwicklung der induktiven Erwärmung .....	6
2.2	Elektrische und thermische Grundlagen .....	7
2.2.1	Skin- und Edge-Effekt .....	7
2.2.2	Proximity-Effekt .....	9
2.2.3	Thermische Effekte .....	10
2.2.4	Materialgrößen .....	11
2.3	Stand der Technik .....	12
2.3.1	Erste Anwendungen .....	12
2.3.2	Untersuchungen zu der Stromdichte an Schlitzen und deren Detektierbarkeit .....	14
2.3.3	Untersuchungen an Delaminationen und CFK-Materialien .....	16
2.3.4	Reale Risse .....	17
2.3.5	Weitere Anwendungsfelder .....	18
2.4	Offene Fragestellungen .....	18
<b>3</b>	<b>Theorie der elektrischen Anregung .....</b>	<b>21</b>
3.1	Makroskopische Maxwell-Gleichungen .....	21
3.2	Diffusionsgleichungen für elektromagnetische Felder .....	22
3.2.1	Diffusionsgleichung für magnetische Felder .....	23
3.2.2	Diffusionsgleichung für elektrische Felder .....	23
<b>4</b>	<b>Strom- und Temperaturverteilung bei induktiver und konduktiver Kopplung .....</b>	<b>25</b>
4.1	Stromverteilung bei konduktiver Kopplung .....	26
4.1.1	Stromverteilung in einem Leiter mit kreisförmigem Querschnitt .....	26
4.1.2	Stromverteilung einer Platte .....	28
4.2	Stromverteilung bei induktiver Kopplung .....	31
4.2.1	Lösung für einen halbbunendlichen Körper .....	33
4.2.2	Lösung für einen endlich dicken Körper .....	35
4.2.3	Magnetfeld eines Induktors .....	37

4.2.4 Einfluss der endlichen Prüfteilgeometrie auf die induzierte Stromdichteverteilung .....	40
4.3 Heizleistungs- und Temperaturverteilung .....	44
4.3.1 Erwärmung durch Stromfluss .....	44
4.3.2 Wärmeleitung .....	45
4.4 Vergleich der Simulation mit dem Experiment .....	45
<b>5 Abhängigkeit der Stromdichteverteilung von anwendungsspezifischen Parametern .....</b>	<b>49</b>
5.1 Induktive Kopplung .....	49
5.1.1 Induzierter Strom .....	50
5.1.2 Induzierte Leistung .....	50
5.1.3 Wirkungsgrad .....	51
5.1.4 Variation des Abstandes Induktor–Prüfteil .....	53
5.1.5 Abhängigkeit der Stromdichteverteilung von der Induktorposition ....	56
5.2 Abhängigkeit der Stromdichteverteilung von der Prüfteilgeometrie .....	57
5.2.1 Abhängigkeit der Stromdichteverteilung von der Prüfteildicke .....	57
<b>6 Defektspezifische Erwärmung und zugrunde liegender Stromfluss .....</b>	<b>63</b>
6.1 Delaminationen .....	63
6.2 Einfache Rissmodelle .....	64
6.2.1 Detektion von Nuten .....	65
6.2.1.1 Detektionsmechanismus und Stromflussstörung durch Nuten	65
6.2.1.2 Abhängigkeit der Stromdichte- und Temperaturverteilung von der Nuttiefe .....	68
6.2.1.3 Abhängigkeit der Stromdichteverteilung von der Nutbreite ....	72
6.2.1.4 Stromdichte- und Temperaturverteilung bei schräg in das Material hineinlaufenden Nuten .....	75
6.2.1.5 Abhängigkeit der Detektionsempfindlichkeit vom Winkel zwischen vorgegebener Stromflussrichtung und Nut .....	76
6.2.2 Detektion von Schlitzn .....	77
6.2.2.1 Detektionsmechanismus und Stromflussstörung durch Schlitze .....	78
6.2.2.2 Abhängigkeit der Stromdichteverteilung von der Schlitzbreite .....	79
6.2.2.3 Abhängigkeit der Stromdichteverteilung von der Schlitzlänge .....	82
6.2.2.4 Abhängigkeit der Detektionsempfindlichkeit vom Winkel zwischen vorgegebener Stromflussrichtung und Schlitz .....	83
6.2.2.5 Abhängigkeit der Detektionsempfindlichkeit von der Position des Induktors .....	85
6.2.3 Detektion von Schlitzn mit einer endlichen Tiefe .....	87

6.3	Realistische Rissmodelle .....	89
6.3.1	Berührungspunktmodell .....	90
6.3.2	Leitfähigkeitsmodell: Bereich niedrigerer elektrischer Leitfähigkeit .....	91
6.3.3	Verdeckte Risse im Material .....	95
6.3.4	Verdeckte Risse unter einer elektrisch nicht leitfähigen Beschichtung .....	97
6.4	Detektionsempfindlichkeit des Verfahrens .....	99
6.5	Komponenten .....	102
6.5.1	Risse im Fuß von Turbinenschaufeln .....	102
6.5.2	Risse unter einer elektrisch leitfähigen Beschichtung .....	106
6.5.3	Verdeckte Risse im Schaufelblatt von Turbinenschaufeln unter einer elektrisch nicht leitfähigen Beschichtung .....	106
6.5.4	Andere Komponenten .....	107
<b>7</b>	<b>Anwendungen .....</b>	<b>111</b>
7.1	Hinweise zum optimierten Prüfen .....	111
7.1.1	Wahl des Hochstromgenerators .....	111
7.1.2	Elektromagnetische Anregung des Prüfteils .....	112
7.1.3	Detektion der Temperaturverteilung und Nachbearbeitung der Daten .....	113
7.2	Verbesserung des Defektsignals in der Serienprüfung .....	114
7.3	Stationäres System .....	116
7.4	Mobiles, handgeführtes Induktionssystem .....	117
7.5	Vergleich des Verfahrens mit anderen Methoden der zerstörungsfreien Prüfung .....	119
<b>8</b>	<b>Zusammenfassung .....</b>	<b>123</b>
<b>Anhang .....</b>		<b>125</b>
A	Auswertelgorithmen für Infrarotdaten .....	125
A.1	Zwei-Bild-Korrektur.....	125
A.2	Lock-In-Auswertung.....	126
A.3	Puls-Phasen-Auswertung.....	126
B	Elektrische Verluste durch den Skin-Effekt .....	128
	<b>Literaturverzeichnis .....</b>	<b>131</b>



# I Einleitung

Die aktive Thermographie mit elektromagnetischer Anregung wird schon seit dem Ende der 70er Jahre unter dem Namen Therm-O-Matic-Verfahren in Walzstraßen für die Suche nach Rissen in Stahlerzeugnissen verwendet [KKM85]. In den folgenden Jahren, wurde durch die Fortschritte auf dem Gebiet der Infrarotkameras und der Generatoren für die Stromerzeugung diese Technik immer interessanter und wird weltweit von vielen Gruppen untersucht. Dabei wurde für die aktive Thermographie mit induktiver Kopplung neben dem Begriff der Induktionsthermographie auch die Begriffe Wirbelstromthermographie, thermoinduktives Prüfverfahren, magneto-thermal NDT und EddyTherm benutzt. Für die aktive Thermographie mit konduktiver (galvanischer) Kopplung wird in dieser Arbeit der Begriff Konduktionsthermographie verwendet.

Über induktive oder konduktive Kopplung wird bei diesen beiden Verfahren ein elektrischer Stromfluss in dem Prüfteil angeregt, wodurch sich das Prüfteil erwärmt. Eventuell vorhandene Defekte stören den Stromfluss und/oder die Temperatúrausbreitung. Aufgrund dieser Effekte verändert sich die Temperaturverteilung im Prüfteil und damit auch an der Oberfläche. Durch Aufzeichnung und Auswertung dieser Temperaturverteilung an der Oberfläche, beispielsweise mit einer Infrarotkamera, lassen sich damit Defekte bildhaft nachweisen. Damit kann auch das Ergebnis abgespeichert werden, was die Dokumentation sicherstellt.

Um diese Verfahren aber für Inspektionen mit den unterschiedlichsten Anforderungen einsetzen zu können, um die Wirkungsweise dieses Systems zu verstehen und eventuelle Einschränkungen zu umgehen und um damit sogar bestehende Verfahren ersetzen zu können, ist ein Verständnis der Grundlagen von der Anregungstechnik, über den Detektionsmechanismus bis zum optimalen Aufbau von Prüfanlagen nötig.



## 2 Einführung in die aktive Thermographie mit elektromagnetischer Anregung

Das Wort Thermographie stammt aus dem Griechischen und bedeutet die Darstellung, Beschreibung bzw. Aufzeichnung von Temperaturen oder Temperaturverteilungen. Dabei war die Thermographie in der Anfangsphase ein kontaktierendes Verfahren, um Temperaturverteilungen an Oberflächen aufzuzeichnen, um daraus eventuell Rückschlüsse auf das Innere des Materials zu ziehen. Durch die Entwicklung von Kameras, die elektromagnetische Strahlung (Licht) im infraroten Wellenlängenbereich detektieren können (Infrarotkamera, Wärmebildkamera), war es aber möglich, Temperaturverteilungen kontaktlos aufzunehmen.

Die Aufzeichnung oder Beobachtung von Temperaturdaten auf der Oberfläche von Objekten ohne zusätzlichen Eingriff in den Wärmehaushalt wird als passive Thermographie bezeichnet und findet weite Anwendung im Bauwesen (z. B. Nachweis von Wärmebrücken) und in Untersuchungen von elektrischen Schaltungen und Anlagen. Als aktive Thermographie wird dagegen die Technik bezeichnet, bei der das Prüfobjekt gezielt aktiv beheizt wird und die Temperaturantwort aufgezeichnet wird.

Die aktive Thermographie ist eine der vielversprechendsten neuen Methoden der zerstörungsfreien Werkstoffprüfung. Eine der gängigsten Anregungsmethoden ist dabei die Anregung mit einem Lichtblitz (z. B. mit einer Studioblitzanlage, die in der Photographie Einsatz finden). Dabei wird durch den Lichtblitz die Oberfläche des zu prüfenden Materials erwärmt und die applizierte Wärme breitet sich im Material aus. Durch Delaminationen oder andere flächige Störungen kann die Wärme nicht weiter in die Tiefe abfließen und das Material an dieser Stelle kühlt sich langsamer als im homogenen Material ab. Daher können durch die Blitzthermographie solche Defekte nachgewiesen und die Lage der Defekte bestimmt werden. Diese Störung der thermischen Ausbreitung resultiert aus der deutlich niedrigeren thermischen Leitfähigkeit des Materials in solchen Defekten (meist Luft) [Mal01].

Eine andere Anregungsmöglichkeit ist die Einkopplung von Leistungultraschall (z. B. durch Ultraschallschweißanlagen). Dadurch kommt es durch Dämpfung, Reibung oder plastische Verformung zu einer Erwärmung des Materials, insbesondere aber an Rissen und Delaminationen. Dadurch können diese thermographisch nachgewiesen werden [HRS79, HRSR82, Hom07].

Neben diesen Anregungstechniken kann ein Prüfteil auch mit diversen anderen Methoden angeregt werden (z. B. mit einem Laser, mit kalter und/oder warmer Luft oder mit Wasser). Des Weiteren ist es durch bestimmte Anregungsformen (gepulst, periodisch) und dazu pas-

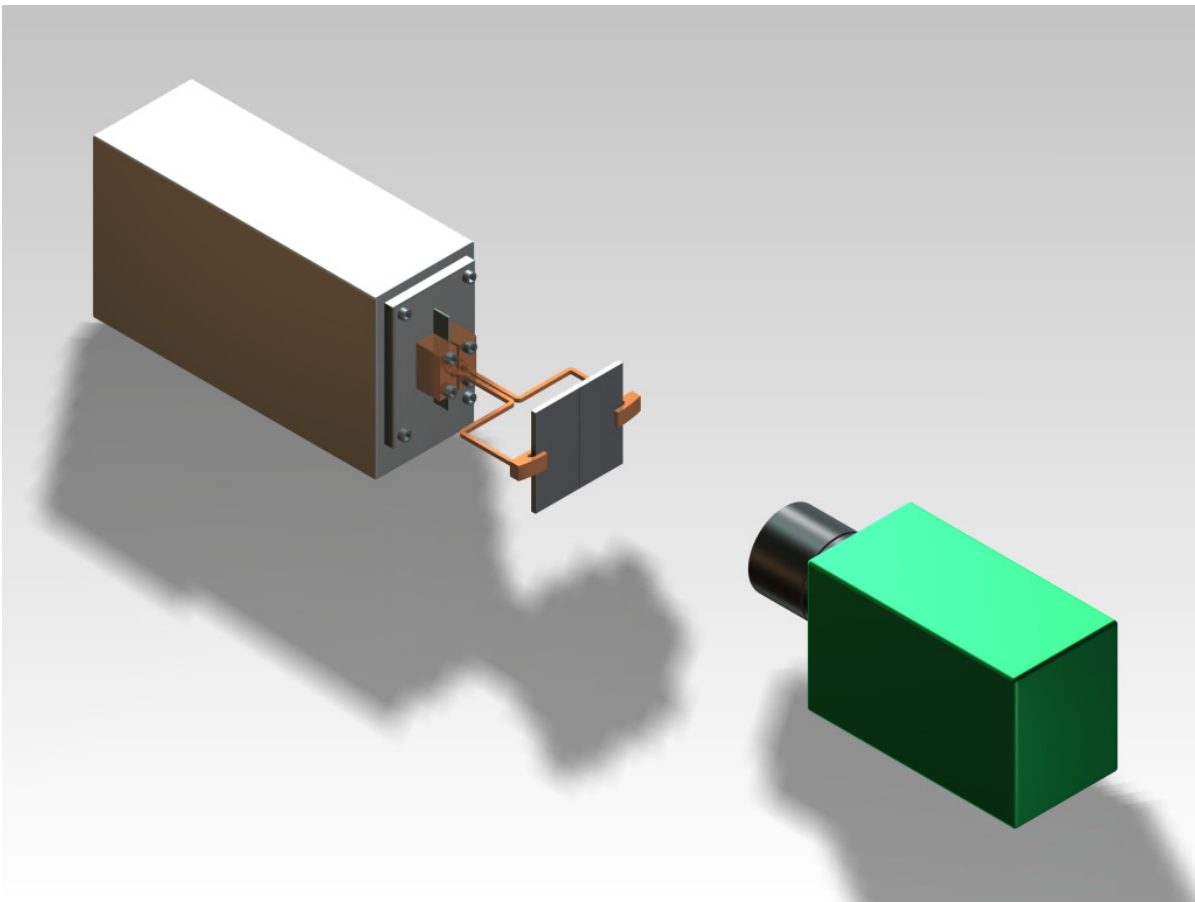


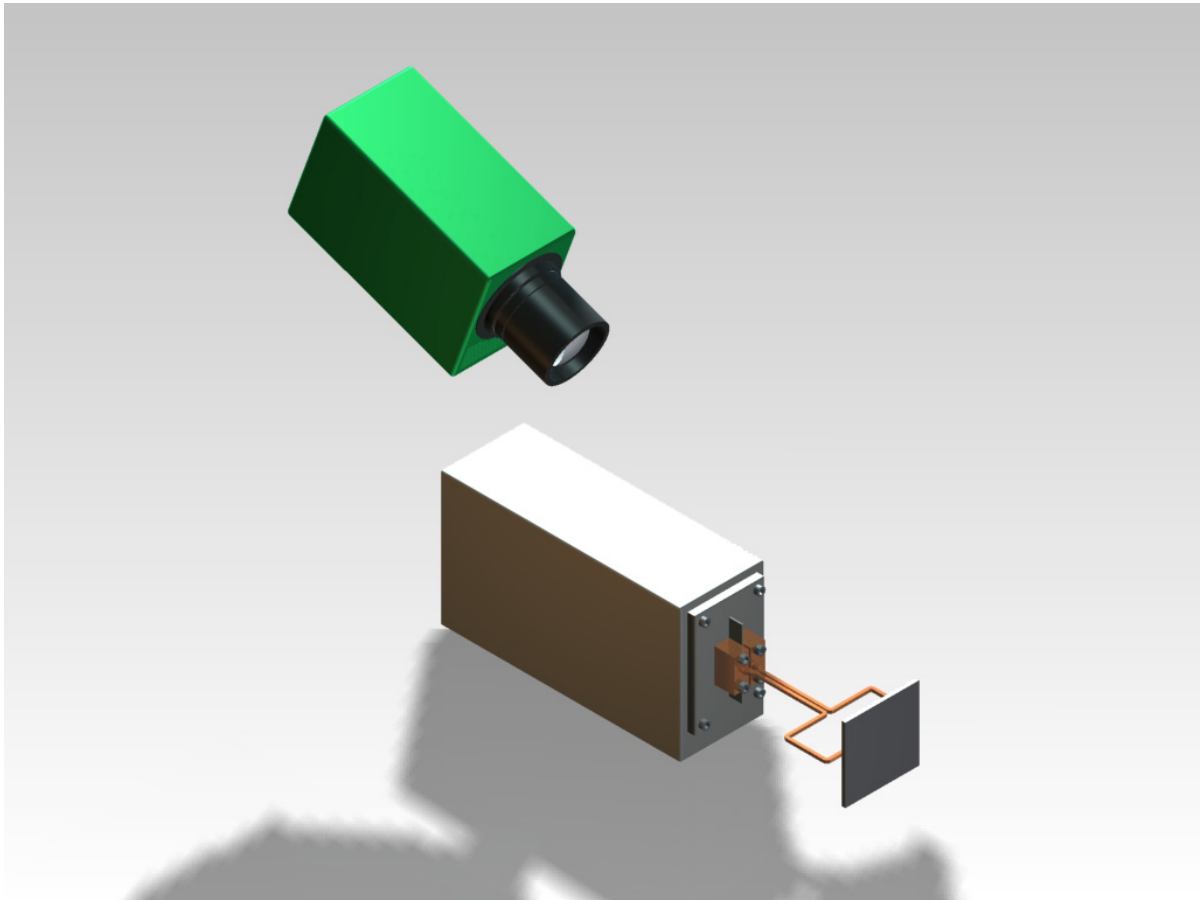
Abbildung 2.1: Anordnung zur thermographischen Werkstoffprüfung mit galvanisch kontaktierter (konduktiver) Anregung

sende Auswertelgorithmen möglich das Signal/Rausch-Verhältnis zu verbessern und zusätzliche Informationen aus den Daten, wie die Tiefenlage, zu extrahieren [Mal01].

In dieser Arbeit werden die Grundlagen und Anwendungen einer neuen Anregungstechnik für die aktive Thermographie behandelt. Dabei wird entweder ein elektrischer Strom, der ausreicht, um das Prüfteil merklich zu erwärmen, per konduktiver (galvanischer) Kopplung direkt durch das Prüfteil geschickt (Konduktionsthermographie – siehe Abb. 2.1) oder durch induktive Kopplung kontaktlos in dem Prüfteil erzeugt (Induktionsthermographie – siehe Abb. 2.2).

Enthält das Prüfteil Risse, Delaminationen oder ähnliche Schäden, muss der Strom um die Schäden herum fließen und die Stromdichte wird dadurch lokal erhöht bzw. an anderer Stelle erniedrigt. Daher entsteht nach dem jouleschen Gesetz an diesen Stellen auch eine lokal höhere Wärmemenge. Bei ferromagnetischen Materialien (unterhalb des Curiepunktes) treten zusätzlich Hystereseverluste auf, die aber bei höheren Frequenzen (ca. ab 100 kHz) ihre Bedeutung gegenüber der jouleschen Erwärmung verlieren [Ben90].





*Abbildung 2.2: Anordnung zur thermographischen Werkstoffprüfung mit induktiv kontaktierter Anregung*

Wenn die Erwärmung dabei direkt an der Oberfläche stattgefunden hat, kann dadurch der Schaden instantan thermisch detektiert werden. Im Gegensatz dazu kann ein Schaden, der unter der Oberfläche liegt, erst nachdem die von dem Schaden hervorgerufene Erwärmung an die Oberfläche diffundiert ist (d. h. mit einer zeitlichen Verzögerung), thermisch detektiert werden.

Bei diesen beiden Detektionsmechanismen muss der Schaden aber den Stromfluss ausreichend stark stören, um detektiert werden zu können. Daher ist es nicht möglich, exakt längs zur Stromflussrichtung liegende Schäden zu detektieren.

Zum einen sind dies Schäden, die zwar senkrecht zur Oberfläche, aber parallel zur Stromflussrichtung liegen. Um diese detektieren zu können, muss eine zweite Messung, bei der durch Umkontaktierung oder durch Drehen des Induktors der Strom mit einer Winkelabweichung zur Parallelität fließt (am besten senkrecht zum Schaden), durchgeführt werden.

Zum anderen können aber auch Schäden, die parallel zur Oberfläche liegen und daher den Stromfluss nicht stören, nicht elektrisch nachgewiesen werden. Diese können aber durch den Effekt detektiert werden, dass sie die thermische Diffusion verändern.

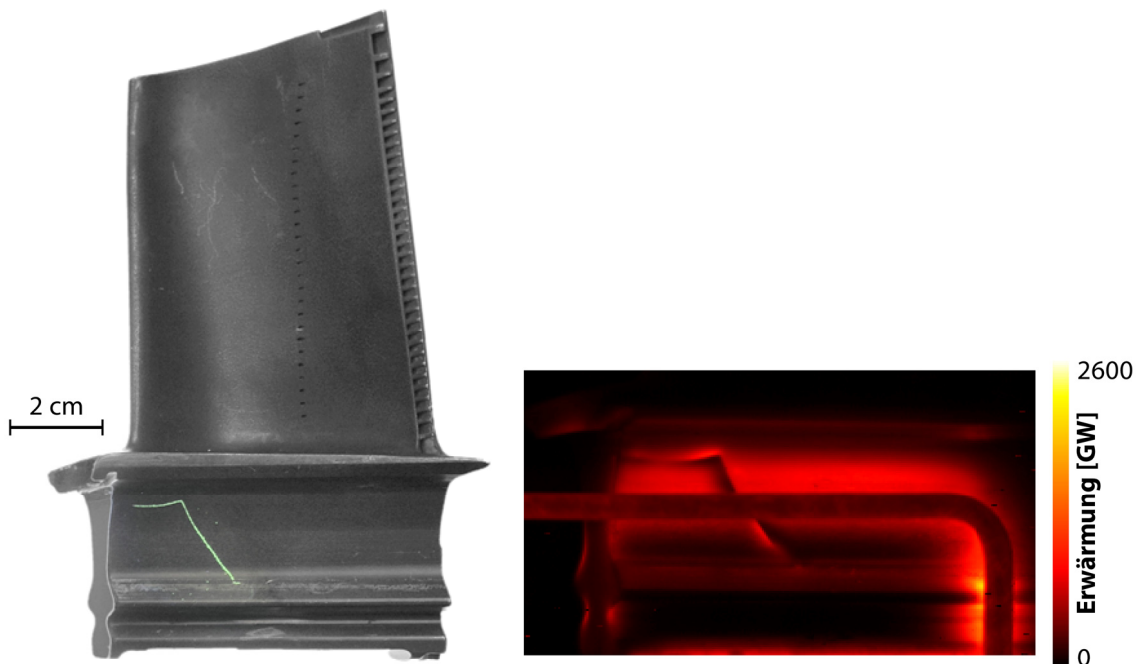


Abbildung 2.3: Ergebnis einer Untersuchung mittels Farbeindringprüfung (links) und mittels Induktionsthermographie (rechts) an einer ca. 13 cm hohen Turbinenschaufel aus einer Gasturbine (Im rechten Bild ist der Induktor als dunkler, gewinkelter Balken zu sehen)

Abb. 2.3 zeigt ein typisches Ergebnis einer induktionsthermographischen Untersuchung in Grauwerten (GW) im Vergleich zum Ergebnis einer Untersuchung mittels Farbeindringprüfung (eines der Standardverfahren zum Nachweis von Oberflächenrissen, näheres dazu siehe Abschnitt 7.5). Dabei ist zu sehen, dass der Riss induktionsthermographisch gut zu detektieren ist und dass das Signal ähnlich zu dem der Farbeindringprüfung ist. Bevor aber genauer auf die Unterschiede der Rissindikationen eingegangen wird, ist es sinnvoll, zuerst den Stand und die Entwicklung der Technik beginnend mit der Anregungstechnik abzuklären.

### 2.1 Entwicklung der induktiven Erwärmung

Die elektromagnetische Induktion wurde von Michael Faraday im November 1831 entdeckt. Er hatte zwei Spulen um einen Eisenkern gewickelt und festgestellt, dass in der jeweils anderen Spule eine Spannung und damit auch ein Strom induziert wird, wenn er einen Wechselstrom durch eine der beiden Spulen leitete. Damit war der Transformator geboren. Es dauerte aber noch fast 100 Jahre bis der Effekt, dass sich der zweite Leiter durch den Stromfluss erwärmt, nicht mehr nur als unerwünschter Seiteneffekt betrachtet wurde [DS79].

In der Zwischenzeit folgten einige weitere wichtige Erkenntnisse, wie die lenzsche Regel durch Heinrich Friedrich Emil Lenz, nach welcher der induzierte Strom der Ursache seiner Entstehung, also dem Strom, der in der ersten Spule fließt, entgegengerichtet ist. Des Weiteren stellte Franz Ernst Neumann fest, dass der induzierte Strom mit der Anregungsfrequenz oszilliert.

Im Jahre 1868 entwickelte Jean Bernard Léon Foucault (nach dem das foucaultsche Pendel benannt ist) eine Theorie für ausgedehnte elektrische Körper, die sich in der Nähe eines wechselstromdurchflossenen Leiters befinden. In diesen Körpern wird, wie im Falle des Transformators, ein Strom induziert. Diese induzierten Ströme müssen aber im Körper selbst in Wirbeln geschlossen sein (Hin- und Rückfluss müssen im Körper stattfinden) und werden daher Wirbelströme oder Foucaultströme genannt.

Oliver Heaviside veröffentlichte schließlich im Jahre 1884 einen Artikel mit dem Titel „The induction of currents in cores“, der sich mit der Energieübertragung per induktiver Kopplung von einer Spule (die im Folgenden Induktor genannt wird) in einen Körper beschäftigt [Hea84]. Dadurch und durch die Arbeit von Joseph John Thomson aus dem Jahre 1892 [Tho92] war schließlich der Grundstein für die kontaktfreie Erwärmung von elektrisch leitfähigen Materialien gelegt.

In den folgenden Jahren wurden einige Vorschläge für Induktionserwärmungsanlagen erarbeitet und von Edwin F. Northrup eine erste Anlage für den industriellen Gebrauch entwickelt [Cla35]. Im Jahre 1927 wurde schließlich von der Electric Furnace Company (EFCO) die erste Anlage in Sheffield installiert.

Wie sich herausstellte, ist die Induktionserwärmung ideal zum Schmelzen von Metallen, zum Erwärmen von Metallen, zum Schmieden und zum Induktionsschweißen geeignet, da das Verfahren auf Grund seiner Kontaktfreiheit, der nicht benötigten externen Wärmequellen (wie Feuer) und der hohen Energiedichten sehr sauber und schnell arbeitet. Außerdem ist durch die Induktion im Allgemeinen ein hoher Automatisierungsgrad möglich.

In den folgenden Jahrzehnten wurden die Induktionsanlagen stetig verbessert, der Anregungsfrequenzbereich, in dem Anlagen angeboten werden, erweitert (heute ca. 50 Hz–500 kHz) und das Design der Induktoren an die jeweilige Situation angepasst [BHB47, Tud60, Keg61, DS79, NDNZ82, ZS88a, ZS88b, Dav90, RLCB03, Ben90].

## 2.2 Elektrische und thermische Grundlagen

Bei der Erwärmung eines elektrisch leitfähigen Materials per konduktiver oder induktiver Kopplung wird durch joulesche Erwärmung und eventuell ergänzend auch durch Hystereseeffekte Wärme erzeugt. Von entscheidender Frage ist hierbei, wie viel Wärme an welcher Stelle entsteht und wie sich diese Wärme durch Diffusion im Bauteil verteilt. Nur mit diesem Wissen ist es zum einen möglich zu entscheiden, wie ein Bauteil angeregt werden muss, um die Erwärmungsaufgabe zu erfüllen, und nur durch dieses Wissen ist es auch möglich zu entscheiden, ob ein Fehler durch Induktions- bzw. Konduktionsthermographie nachweisbar ist.

### 2.2.1 Skin- und Edge-Effekt

Bei einem Körper, durch den ein Gleichstrom (DC) fließt, ist der Strom im gesamten Körper gleichmäßig verteilt (bis auf etwaige Verengungen, bzw. Ecken und Kanten). Dadurch wird auch im gesamten Körper die Wärme homogen erzeugt.

Bei Wechselstrom (AC) aber, der für die Induktion notwendig ist, fließt der Strom hauptsächlich am Rande des Leiters und osziliert räumlich und zeitlich. Um diesen Abfall von der Oberfläche etwas genauer spezifizieren zu können, wird in der folgenden Überlegung ein

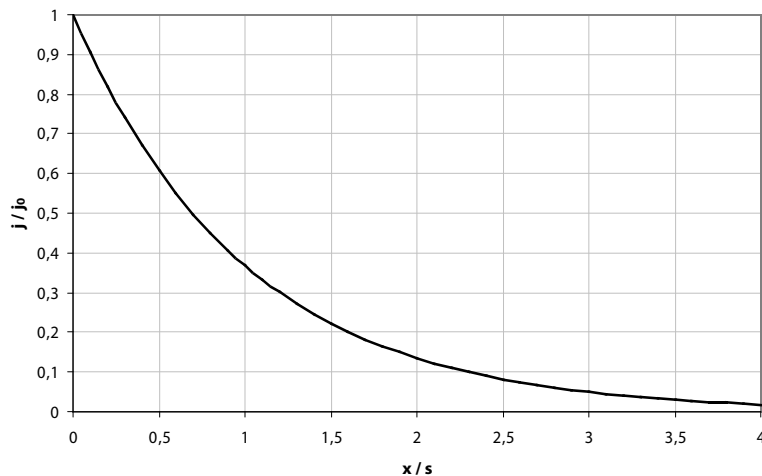


Abbildung 2.4: Skin-Effekt: Aufgetragen ist die Abnahme der Stromstärke mit der Tiefe in Einheiten der Skintiefe (2.2); dabei fällt die Stromstärke innerhalb von einer Skintiefe auf den 1/e ten Teil ab

halbunendlicher Körper als Leiter betrachtet. In diesem Leitertyp fällt die Stromdichte (eigentlich die Einhüllende) in der Tiefe exponentiell ab (In anders geformten Leitern ergeben sich ähnliche Gesetze für den Abfall der Stromdichte von der Oberfläche ins Leiterinnere. Dies wird zusammen mit dem exponentiellen Abfall in Kapitel 4 genauer beleuchtet.):

$$j(x) \sim e^{-x/s}. \quad (2.1)$$

Dieser Abfall der Stromdichte (siehe Abb. 2.4) nennt sich Skin-Effekt – oder auf Deutsch Hauteffekt – und wird durch Selbstinduktion hervorgerufen.

Bei einem stromdurchflossenen Leiter baut sich sowohl außerhalb als auch innerhalb des Leiters ein Magnetfeld auf. Bei Wechselstrom induziert dieses Magnetfeld zum einen in Leitern, die sich in der Nähe befinden, und zum anderen aber auch im Inneren des Leiters selbst eine Spannung. Dieser Spannung ist nach der lenzschen Regel der Ursache entgegengerichtet. Dabei ist diese Gegenspannung in der Mitte des Leiters am höchsten, da hier alle Magnetfeldlinien die Stromflusslinien umgeben. Weiter außen sind die Stromflusslinien dagegen von weniger Magnetfeldlinien umgeben und die Gegenspannung nimmt ab. Dadurch fließt der Strom hauptsächlich an der Oberfläche des Leiters und die Stromdichte nimmt nach innen ab. Mit ansteigender Frequenz nimmt dieser Effekt zu, bis der Strom nur noch in einer sehr dünnen Oberflächenschicht des Leiters fließt. Bei Gleichstrom oder bei sehr niedrigen Frequenzen fließt der Strom dagegen homogen im gesamten Leiter.

Der frequenz- und materialabhängige Faktor (Permeabilität  $\mu$  und elektrische Leitfähigkeit  $\sigma$ ), der bestimmt, wie schnell die Stromdichte in der Tiefe abnimmt, heißt dabei Skintiefe (die Tiefe bei der die Stromdichte auf 1/e abgefallen ist – innerhalb dieser Tiefe werden etwa 86 % der induzierten Energie in Wärme umgesetzt) und ist durch

$$s = \frac{1}{\sqrt{\mu_r \mu_0 \sigma \pi f}} \quad (2.2)$$

definiert.

Die erste mathematische Diskussion des Effektes, dass sich die Stromdichte durch den Strom, der durch den Leiter fließt, selbst beeinflusst, stammt nach Kenelly et al. [KLP15] von James Clerk Maxwell aus dem Jahre 1873 [Max73]. In den Jahren 1884-1887 trug Oliver Heaviside [Hea84, Hea85, Hea92] und John Henry Poynting in den Jahren 1884-1885 durch mathematische Ausführungen zu dem Thema bei. David Edward Hughes führte in 1886 einige Experimente zu dem Thema durch [Hug86] und schließlich leitete Lord Rayleigh (John William Strutt) den typischen exponentiellen Abfall der Stromdichte für einen unendlich breiten Leiter her [Ray86]. Nach einigen weiteren Arbeiten zu dem Thema [Web86, Ste87, Ste90, Lod88, Kel89] verwendete James Swinburne als erster den Begriff Skin-Effekt im Jahre 1890 [Swi90, Fle91].

Bei (recht-)eckigen Leiterquerschnitten kommt neben dem Skin-Effekt aber noch ein weiterer Effekt zum Tragen. Dieser wird Edge- oder Kanteneffekt genannt. Eigentlich ist dieser Effekt nur eine Erweiterung des Skin-Effektes, da er die gleiche Ursache hat: Beim Skin-Effekt ist der Widerstand wegen der Selbstinduktion am Rande des Leiters am niedrigsten und damit die Stromdichte am höchsten. Da der Einfluss der Selbstinduktion bei einem eckigen Leiter aber in den Kanten am geringsten ist, ist die Stromdichte in den Kanten auch am höchsten und nimmt aufgrund des Skin-Effektes von den Außenflächen zur Mitte hin ab [Pre16, NDNZ82, FC90].

Um die Dicke eines Leiters, je nach Material und Frequenz, d. h. je nach Skintiefe, besser beurteilen zu können, setzt man die Dicke  $d$  ins Verhältnis zu der Skintiefe  $s$  und erhält die magnetische Reynolds-Zahl [YMA79]:

$$R = 2 \left( \frac{d}{s} \right)^2. \quad (2.3)$$

Ist  $R > 1$ , also die Skintiefe kleiner als die Dicke, spricht man von einem elektrisch dicken und ansonsten von einem elektrisch dünnen Leiter.

### 2.2.2 Proximity-Effekt

Bei Strom, der durch induktive Kopplung in ein Prüfteil eingebracht worden ist, muss neben dem Skin- und Edge-Effekt noch eine Besonderheit der Energieübertragung Induktor–Prüfobjekt beachtet werden. Durch gegenseitige Beeinflussung der magnetischen Felder des Induktors sowie des Prüfobjektes (das durch den induzierten Strom aufgebaute magnetische Feld) fließt der Strom im Induktor hauptsächlich an der dem Prüfkörper zugewandten Seite und der Strom im Prüfkörper hauptsächlich in der Nähe des Induktors. Dadurch wird durch Induktion auch nur ein begrenzter Bereich in der Nähe des Induktors mit Strom durchflossen und dadurch kann auch nur ein entsprechender Bereich thermographisch geprüft werden. (genauere Diskussion dieses Effektes in Abschnitt 4.2.3)

Dieser Effekt wird Proximity-Effekt – oder auf Deutsch Nachbarschafts- oder auch Annäherungseffekt – genannt und wurde für einen hin- und zurücklaufenden Draht schon 1909 von John William Nicholson theoretisch behandelt [Nic09]. Arthur Edwin Kennelly et al. bestätigten diese Theorie 1915 experimentell [KLP15] und Stephen Butterworth trug mit seinen weiterführenden theoretischen Überlegungen zum besseren Verständnis dieses Effekt bei [But21, But26]. Dieser Effekt, der – zusammen mit dem Skin-Effekt – die Hauptursache für

elektrische Verluste in Transformatoren und Induktoren ist, ist mathematisch schwierig zu analysieren. Daher ist der Proximity-Effekt, obwohl seine Auswirkungen die des Skin-Effektes übertreffen können, eines der am häufigsten vernachlässigten magnetischen Designprobleme [OMe96].

### 2.2.3 Thermische Effekte

Neben der räumlichen Verteilung der Stromdichte und damit auch der Heizleistung, die durch die grundlegenden elektrischen Effekte bei Wechselstrom, die bei der Induktions- und Konduktionsthermographie auftreten, gegeben ist (Skin-, Edge- und Proximity-Effekt), ist für die thermographische Untersuchung eines Prüfteils auch entscheidend, wie sich diese Erwärmung mit der Zeit ausbreitet bzw. verteilt.

Bei der Anregung eines Prüfteils mit Strom wird an jeder Stelle des Prüfteils eine Heizleistung erbracht, die nach dem ohmschen Gesetz dem Quadrat der Stromdichte an dieser Stelle entspricht. Von jeder dieser Wärmequellen ausgehend, diffundiert die Wärme in das umliegende Material und kann schließlich an der Oberfläche des Prüfteils thermographisch detektiert werden.

Bei einer periodischen Anregung (Erwärmung) mit der Frequenz  $f$  an der Oberfläche eines halbumendlichen Körpers stellt sich ein exponentieller Abfall der Temperatur ein (eigentlich der Einhüllenden der Temperatur, da diese, wie vorher die Stromdichte in einem wechselstromdurchflossenen halbumendlichen Leiter, örtlich und zeitlich oszilliert). Der frequenz- und materialabhängige Faktor (Diffusivität  $\alpha = k/\rho_D c$  mit der thermischen Leitfähigkeit  $k$ , der Dichte  $\rho_D$  und der spezifischen Wärmekapazität  $c$ ), der bestimmt, wie schnell die Temperatur in der Tiefe abnimmt, heißt thermische Diffusionslänge  $d_{th}$  (die Tiefe, bei der die Temperatur auf  $1/e$  abgefallen ist) und ist durch

$$d_{th} = \sqrt{\frac{\alpha}{\pi f}} \quad (2.4)$$

definiert.

Im Falle einer einmaligen pulsformigen Anregung diffundiert die Wärme in das umgebende Material und es stellt sich kein statischer exponentieller Abfall der Temperatur ein. In diesem Fall ist die Diffusionslänge von der Zeit abhängig und es ergibt sich folgender Zusammenhang:

$$d_{th} \sim \sqrt{\alpha t}. \quad (2.5)$$

In Abschnitt 6.3.4 wird die Wärmediffusion bei solch einer pulsformigen Anregung untersucht. Dabei wird die Zeit nach der Pulsanregung gemessen bis zu der die Temperatur, in einem vorgegebenem Abstand von einer Wärmequelle, maximal ist. Dies wird die Proportionalität aus (2.5) bestätigen und liefert einen Proportionalitätsfaktor von 1,6 bei einem Anregungspuls von 100 ms (dies ist der typische Wert für die in dieser Arbeit durchgeführten Untersuchungen). Daher wird in dieser Arbeit für Abschätzungen, wie weit die Wärme in der Zeit  $t$  nach der Pulsanregung diffundiert ist, folgender Zusammenhang benutzt:

$$d_{th} = 1,6\sqrt{\alpha t}. \quad (2.6)$$

Dieser Prozess der Wärmeentstehung und der Wärmediffusion, die schließlich zu der Temperaturverteilung führt, die thermisch detektiert werden kann, wird in Abschnitt 4.3 näher beschrieben.

### 2.2.4 Materialgrößen

Eine wichtige Anwendung für die Induktions- bzw. Konduktionsthermographie ist die Prüfung von Schaufeln und anderen Bauteilen von Turbinen (landgestützt zur Energiegewinnung oder im Flugbetrieb), die im Betrieb hohen Belastungen ausgesetzt sind und regelmäßig auf Fehler überprüft werden müssen. Diese Teile bestehen im Falle von landgestützten Gasturbinen meist aus Inconel und sind teilweise mit einer Wärmedämmschicht aus Zirkonoxid überzogen. Daher wurden in dieser Arbeit sämtliche Rechnungen für Inconel durchgeführt. Da aber Inconel sehr schwer zu bearbeiten ist, wurde für Modellproben der bei Zimmertemperatur elektrisch und thermisch sehr ähnliche Edelstahl verwendet.

In Tabelle 2.1 sind die Werte der Skintiefen für einige Materialien bei verschiedenen Frequenzen aufgeführt. Dabei ist neben der Frequenzabhängigkeit zu sehen, dass bei ferromagnetischen Materialien (wie Eisen oder ferromagnetischer Stahl) die Skintiefe erheblich kleiner ist. Zusätzlich ist auch die Abhängigkeit der Skintiefe von der elektrischen Leitfähigkeit zu sehen. Für elektrisch sehr gut leitfähige Materialien (wie Aluminium oder Kupfer) ist die Skintiefe kleiner als für schlechter leitfähige Materialien (wie Edelstahl oder das für den Turbinenbau verwendete Inconel).

Frequenz $f$		50 Hz	1 kHz	100 kHz	400 kHz	1 MHz
Nicht ferromagnetisch	Inconel	80 mm	18 mm	1,8 mm	0,9 mm	0,6 mm
	Edelstahl	60 mm	13 mm	1,3 mm	0,7 mm	0,4 mm
	Aluminium	12 mm	3 mm	0,3 mm	0,13 mm	0,08 mm
	Kupfer	9 mm	2 mm	0,2 mm	0,1 mm	0,07 mm
Ferromagnetisch	Stahl	4 mm	0,8 mm	0,08 mm	0,04 mm	0,03 mm
	Eisen	1,5 mm	0,3 mm	0,03 mm	0,02 mm	0,01 mm

Tabelle 2.1: Ungefähre Werte der Skintiefen für verschiedene Materialien als Funktion der Frequenz

Tabelle 2.2 zeigt die Material- und Frequenzabhängigkeit der thermischen Diffusionslänge bei periodischer Anregung. Wie ersichtlich ist, ist bei allen in den Tabellen dargestellten Materialien die thermische Diffusionslänge deutlich kleiner als die Skintiefe. Dabei breitet sich die Wärme in Aluminium und Kupfer sehr schnell aus. In Zirkonoxid ( $ZrO_2$ ) dagegen, einem keramischen, elektrisch nicht leitfähigem Material zur Wärmedämmung, ist die Temperaturenbreitung im Vergleich zu der in Metallen langsam.

## 2 Einführung in die aktive Thermographie mit elektromagnetischer Anregung

Zeit $t$		0,01 Hz	0,5 Hz	5 Hz	50 Hz	1 kHz
Nicht ferromagnetisch	Inconel / Edelstahl	10 mm	1,5 mm	0,5 mm	0,15 mm	0,03 mm
	Aluminium	50 mm	8 mm	2 mm	0,8 mm	0,17 mm
	Kupfer	60 mm	9 mm	3 mm	0,9 mm	0,19 mm
Ferromagnetisch	Stahl	20 mm	3 mm	0,9 mm	0,3 mm	0,07 mm
	Eisen	30 mm	4 mm	1,2 mm	0,4 mm	0,08 mm
Elektrisch nicht leitfähig	Zirkonoxid	4 mm	0,6 mm	0,2 mm	0,06 mm	0,014 mm

Tabelle 2.2: Thermische Diffusionslängen (ungefähre Werte) bei periodischer Anregung für verschiedene Frequenzen und Materialien

Für den Fall einer einmaligen pulsformigen Anregung kann die thermische Diffusionslänge nach (2.6) berechnet werden. Diese Abhängigkeit der thermischen Diffusionslänge vom Material und von der Zeit zeigt Tabelle 2.3.

Zeit $t$ nach der Pulsanregung		10 ms	100 ms	1 s	10 s	60 s
Nicht ferromagnetisch	Inconel / Edelstahl	0,3 mm	1,0 mm	3 mm	10 mm	20 mm
	Aluminium	1,5 mm	5 mm	15 mm	50 mm	120 mm
	Kupfer	1,7 mm	6 mm	17 mm	60 mm	130 mm
Ferromagnetisch	Stahl	0,6 mm	1,9 mm	6 mm	19 mm	50 mm
	Eisen	0,8 mm	2 mm	8 mm	20 mm	60 mm
Elektrisch nicht leitfähig	Zirkonoxid	0,13 mm	0,4 mm	1,3 mm	4 mm	10 mm

Tabelle 2.3: Thermische Diffusionslängen (ungefähre Werte) bei einmaliger pulsformiger Anregung für verschiedene Materialien und Zeitspannen nach der Pulsanregung

## 2.3 Stand der Technik

### 2.3.1 Erste Anwendungen

Bereits seit dem Ende der 70er Jahre gab es erste Anwendungen für induktionsthermographische Untersuchungen wie die Suche nach langen Rissen in Stahlerzeugnissen und nach Bewehrungsstäben in Betonbauten.

Zur produktionsbegleitenden Überprüfung von Stahlerzeugnissen auf Oberflächenfehler oder Oberflächenrisse, die durch das Warmwalzen in Längsrichtung entstanden sein könnten, wurde das sogenannte Therm-O-Matic-Verfahren der Firma Elkem [KKM85] entwickelt. Dabei läuft der Stahlkörper durch eine Induktionsspule und wird dabei kurzzeitig erhitzt. Im



Falle einer Inhomogenität oder eines Risses in der Oberfläche wird die erhöhte lokale Erwärmung mit einer Infrarotkamera sichtbar gemacht. Die Erfindungsmeldungen zu den Patenten zu diesem Verfahren [Ber79, Ber79r, HS84, HN89] sind schon ab dem Jahre 1979 eingereicht worden und basieren auf dem Patent der Nippon Steel Corporation aus dem Jahre 1976 [Fuk76].

Das Institut für Automation an der Universität Leoben hat sich weiterführend mit dem Nachweis derartiger Fehler beschäftigt, also mit dem Nachweis von langen Rissen in Stahlerzeugnissen, die nicht anhand ihrer Risspitzen sichtbar gemacht werden können [Osw04a, Osw04b]. Dort wurde, um neben der Ortsbestimmung auch eine Tiefenabschätzung für die Fehler geben zu können, folgende Überlegung angestellt: Da bei Wechsellastspannung in ferromagnetischen Materialien die Skintiefe in typischen Messsituationen kleiner als die thermische Diffusionslänge ist – auch schon bei sehr niedrigen Frequenzen wie der Netzfrequenz (siehe Tabelle 2.1) – kann die Verteilung in der Tiefe (also Skin-, Edge-Effekt) vernachlässigt werden. Daher kann auch für die Verteilung der Stromdichte entlang der Nutflanke vereinfacht angenommen werden, dass sie homogen verteilt ist (Abschnitt 6.2.1.2 in dieser Arbeit zeigt die Verteilung ohne diese Einschränkung). Dadurch lässt sich in diesem Fall die Erwärmung an der Nut durch eine Superposition von gleich starken Linienquellen entlang der Nutflanke berechnen und eine Abschätzung der Nuttiefe vornehmen.

Neben Rissen, die in Stahlerzeugnissen beim Warmwalzen entstehen, wurden an der Universität Leoben auch lange, aber wenig tiefe Risse untersucht, die beim Ziehen von Stahldrähten entlang des Drahtes entstehen. [OWO05, OW05, WO05] In den Stahldrähten ergibt sich – wie in den Stahlerzeugnissen – eine Temperaturerhöhung um den Riss, die umso höher ist, je tiefer der Riss ist. Da, wie die vorliegende Arbeit in Abschnitt 6.2.1 zeigen wird, die Wärme erst vom Rissboden an die Oberfläche diffundieren muss, um dort mit einer Infrarotkamera nachgewiesen werden zu können, sättigt die Temperaturerhöhung etwa bei der thermischen Diffusionslänge. In [Osw06] wurden auch erste Ergebnisse mit nicht ferromagnetischen Materialien veröffentlicht, bei denen die Verteilung in der Tiefe nicht mehr vernachlässigt werden darf, da die Skintiefe deutlich größer ist.

Auch das Fraunhofer-Institut für zerstörungsfreie Prüfung (IZFP) hat ein Modell für Nuten in ferromagnetischen Materialien entwickelt [WN06]. Dabei haben die Autoren angenommen, dass die Wärme an der Nutflanke homogen entsteht, die Nut in einer Richtung unendlich ausgedehnt ist und dadurch in der Modellrechnung als Flächenquelle (vergleichbar mit der Anregung mit Blitz) angenommen werden kann. Das Ergebnis der Berechnungen stimmt aber nicht mit dem experimentellen Ergebnis überein. Vermutlich ließe sich die Berechnung durch das Modell in Abschnitt 6.2.1.2 verbessern, das die Stromdichteverteilung an der Nut genauer beschreibt.

Neben diesem Verfahren zur Detektion von langen Rissen in Stahlerzeugnissen wurde von B. Hillemeier bei Hochtief bereits 1980 [HM80, Hil84, Hil86] ein Verfahren zur Suche von Bewehrungsstählen in Betonbauten veröffentlicht, um nachträglich Einbauten im Beton verankern zu können, ohne die Bewehrungsstäbe dabei zu beschädigen. Für diese Suche werden die einbetonierten Stahlstäbe induktiv angeregt. Nachdem die in den Stahlstäben entstandene Wärme an die Oberfläche des Betons diffundiert ist, kann diese, und damit auch die Stahlstäbe, mit einer Infrarotkamera nachgewiesen werden.

### 2.3.2 Untersuchungen zu der Stromdichte an Schlitzen und deren Detektierbarkeit

Neben diesen eher experimentellen, verfahrensorientierten Ergebnissen gab es schon im Jahre 1982 erste Bemühungen an dem Department of Theoretical and Applied Mechanics an der Cornell University, genauere Erkenntnisse über den Stromfluss durch theoretische Betrachtungen und Simulationsrechnungen zu erlangen [YMA79, YMA80, MMM82a, MMM82b, MMM82c, MMM83]. Dafür wurde zur Berechnung der Stromdichteverteilung in elektrisch dünnen Platten mit durchgängigen Schlitzen die „Boundary Element“ Technik (BEM) verwendet. Mit dieser wurde aber die Stromdichteverteilung nur durch ein einfaches zweidimensionales Modell berechnet, bei dem eine homogene Verteilung in der Tiefe vorausgesetzt wird. Dieses ist aber nur für elektrisch hinreichend dünne Platten gültig.

Diese Untersuchungen waren zwar eher für die Fehlersuche mit Wirbelstromsensoren gedacht, es wurde aber auch die zweidimensionale Heizleistungsverteilung durch Quadrieren der Stromdichte berechnet. Dabei wurden langgestreckte und runde Induktoren verwendet und die Position von Schlitz und Induktor variiert. Des Weiteren wurde analog zum Stress Intensity Factor [Gdo05] bei mechanischer Belastung ein Eddy Current Intensity Factor eingeführt, um die hohe Stromdichtekonzentration an den Schlitzspitzen berechnen zu können.

Analog dazu wurde am Department of Mechanical Engineering an der Osaka University der Current Intensity Factor eingeführt, um die Stromdichteerhöhung und damit auch die Erwärmung an den Spitzen verschieden geformter Schlitze in einer Stahlplatte bei galvanischer Kontaktierung zu berechnen [SOY91, OS92]. Des Weiteren wurden dort einfache „Finite Element“ (FEM) Berechnungen von Schlitzen und ein Vergleich mit den experimentellen Ergebnissen durchgeführt [SO90].

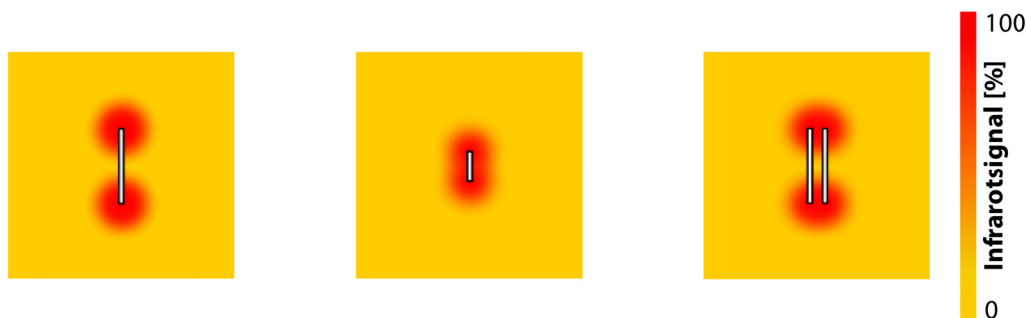


Abbildung 2.5: Skizziertes Infrarotsignal an einem Schlitz, bei dem sich beide Spitzen erwärmen (links), eines kurzen Schlitzes, bei dem nur eine zusammenhängende Erwärmung zu sehen ist (Mitte), und zweier nahe aneinander liegender Schlitze, die auf Grund ihres Wärmebildes nicht unterschieden werden können (rechts); in allen drei Fällen fließt der Strom in horizontaler Richtung

Um eine Aussage über die Detektionsempfindlichkeit bzw. darüber, wie klein ein Schlitz sein kann, damit er noch detektiert werden kann, gewinnen zu können, wurden die Schlitze mittels einer Vergrößerungsoptik genauer untersucht [OS92]. Dabei wurde klar [SO94a, SO94b], dass bei Schlitzen (oder Rissen), die kleiner als die thermische Diffusionslänge

sind, die Wärme von den Schlitzspitzen sich soweit ausgebreitet hat, dass sie nur noch als eine zusammenhängende Erwärmung zu erkennen ist. Des Weiteren können zwei oder mehr Schlitze, die näher aneinander liegen als die Diffusionslänge, nicht mehr unterschieden werden. Diese Phänomene zeigt Abb. 2.5.

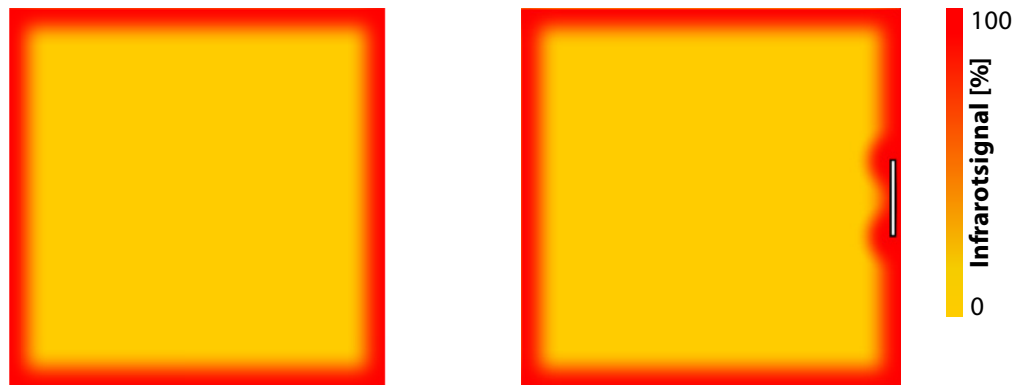


Abbildung 2.6: Linkes Bild: skizzierte Erwärmung eines Prüfteils ohne Fehler; rechtes Bild: skizzierte Erwärmung eines Prüfteils mit einem Fehler (Schlitz) in der Nähe des Randes

Wenn aber die Schlitze näher am Rand liegen als die Diffusionslänge, können diese nicht mehr von der Erwärmung des Randes unterschieden werden wie Abb. 2.6 zeigt. Daher ist die Diffusionslänge, bei dieser Art der Auswertung, die Größengrenze für den Nachweis von Schlitzen und damit auch die für Risse. Diese Nachweisgrenze lässt sich zwar durch die Verwendung von Infrarotbildern zu einem früheren Zeitpunkt etwas hinausschieben. Bei dieser kurzen Anregungszeit ist aber auch das Signal schwächer und der Nachweis dadurch eventuell nicht möglich.

Daher wurde in [SK99, SKT00, SK01, SK02a] eine Lock-In-Auswertung (siehe Anhang A.2) zur Verbesserung der räumlichen Erkennbarkeit benutzt. Damit war es dann möglich, auch Risse in Materialien mit einer hohen thermischen Leitfähigkeit wie Aluminium zu detektieren [SO94a]. Bei der MTU München war es z. B. gelungen einen 0,4 mm langen und 0,2 mm tiefen Schlitz in Titan nachzuweisen [ZBD04]. Aber die Detektierbarkeit eines Schlitzes wird nicht nur von der Größe der Nut beeinflusst, sondern auch vom Winkel zwischen Schlitz und dem Induktor. Bei einem 90°-Winkel zwischen Induktor und Schlitz ist die Sichtbarkeit optimal und bei Parallelstellung ist der Schlitz nicht mehr sichtbar [SO94a].

Der schon erwähnte Current Intensity Factor wurde auch am Laboratoire de Physique de la Matière Condensée an der Université de Nice Sophia Antipolis benutzt, um die Stromdichteüberhöhung an den Spitzen von Fehlern in einem zweidimensionalen Widerstandsnetzwerk berechnen zu können [VGS90].

Bei all diesen Untersuchungen war immer von einer Detektion des (nicht durchgängigen) Schlitzes von vorne ausgegangen worden, bei der die Schlitzspitzen sichtbar waren. Bei einer Detektion von hinten ergibt sich ein anderes Bild. Dort sind die Schlitze auf der gesamten Länge zu sehen, da der Strom zwischen der Rückwand und dem Schlitzboden verdichtet wird [SO90].

Um genauer vorhersagen zu können, bis zu welcher Tiefe solche verdeckte Schlitze detektiert werden können, wurden sowohl am Institut für Kunststofftechnik (IKT) an der Universität Stuttgart [RZB04, RZB04, RGB05, RZB05a, RZB05b, Gim05, Rie06, RGB06, Rie07] als auch bei Siemens CT [VG05] Untersuchungen angestellt.

Am Department of Physics and Institute for Manufacturing Research an der Wayne State University wurden Untersuchungen an leitfähig, mit Wechselstrom angeregten Bauteilen (mit einem Riss) durchgeführt. Dabei wurde das Prüfteil bei verschiedenen Wechselstromfrequenzen untersucht (50 Hz – ca. 2 kHz) und eine an diese Frequenz angepasste Lock-In-Auswertung durchgeführt. [FOW+97] Dabei zeigt sich, dass die Verteilung der Stromdichte frequenzabhängig ist, wobei der Strom umso mehr in den Kanten konzentriert ist je höher die Frequenz ist (Edge-Effekt).

Schließlich wurde ein weiteres Vorgehen für den induktionsthermographischen Nachweis von Rissen am Department of Mechanical Engineering & Aeronautics an der University of Patras vorgeschlagen und theoretisch untersucht [Sia00, Sia04, Sia06, TS06, TS07]. Bei diesem Nachweisverfahren wird nicht die Veränderung der Stromdichte durch Risse, sondern allein die Veränderung der Temperatursausbreitung im Material durch Risse betrachtet. Um dies näher untersuchen zu können, wurden dort für elektrisch dünne Platten Simulationsrechnungen unter statischen Bedingungen (niedrige elektrische Anregungsfrequenz bei ca. 50 Hz) durchgeführt, um die Temperaturverteilung und -ausbreitung bestimmen zu können. Wie sich aber für die untersuchten Induktorgeometrien (homogenes Magnetfeld sowie runder und viereckiger Induktor) gezeigt hat, sind die Zeitpunkte, an denen Risse nachgewiesen werden können, in verschiedenen Teilen eines Prüfteils sehr unterschiedlich (einige Millisekunden bis zu einigen Sekunden).

### **2.3.3 Untersuchungen an Delaminationen und CFK-Materialien**

Da Delaminationen meist parallel zur Oberfläche liegen, stören sie den Stromfluss nicht und sind dementsprechend durch den Effekt der Stromdichteerhöhung auch nicht zu detektieren. Sie stören aber die Temperatursausbreitung und sind daher, je nach Tiefenlage, durch einen der beiden im Folgenden beschriebenen Prozesse zu detektieren:

Delaminationen, die tiefer im Material liegen als die Skintiefe (z. B. eine Delamination in einer C/C-SiC Faserkeramik wie sie beim IKT getestet worden ist [RB04]), sind durch die thermische Diffusion – wie bei der Blitzthermographie – nachzuweisen.

Delaminationen dagegen, die weniger tief im Material liegen (z. B. da das Material – wie kohlenstofffaserverstärkter Kunststoff (CFK) – eine große Skintiefe hat), sind nur über die Veränderung der thermischen Ausbreitung zu detektieren. Dabei bleibt oberhalb der Delamination die Außenfläche des Prüfteils kälter als im umgebenden Material, da nur die Stromdichte zwischen Oberfläche und Delamination zur Erwärmung der Oberfläche beitragen kann (die von der Stromdichte unterhalb der Delamination hervorgerufene Erwärmung kann nicht an die Oberfläche diffundieren) [SO90, OS92, SO94a, SO94b, SOK96]. Durch diesen Mechanismus ist das Signal schwach, das zur Detektion von Delaminationen in CFK genutzt werden kann. Bei einem Einschlagschaden, der in vielen Fällen eine Delamination in CFK verursacht, entstehen meist neben der Delamination Risse. Daher sind Einschlagschäden durch diese Risse deutlich einfacher zu detektieren [SOK96].

Shepard et al., Firma Thermal Wave Imaging (TWI) [SIA04], haben diese Problemstellung, Detektion von Fehlern in CFK bei induktiver Anregung, genauer untersucht. Dabei untersuchten sie den Einfluss der Frequenz, des Abstandes von Induktor zu Prüfteil, der Induktorform sowie der Defektgröße, -position und -art (rechteckige und runde Löcher sowie künstlich hergestellte Delaminationen), sowohl für CFK-Prüfteile, bei denen die Fasern verwebt sind, als auch für CFK-Prüfteile, bei denen die Fasern in gekreuzten Lagen übereinander liegen. Außerdem wurde ein einfaches theoretisches Modell für die Erwärmung für diese beide CFK-Typen, mit und ohne Fehler, entwickelt.

Dabei waren bei Versuchen mit rechteckigen und runden Löchern diese Fehlertypen trotz der starken Erwärmung der einzelnen Fasern gut zu sehen. Im Gegensatz dazu waren aber Delaminationen aufgrund der großen Skintiefe in CFK und der sich daraus ergebenden homogenen Erwärmung des gesamten Materials schwer zu detektieren.

Darüber hinaus wurde in der oben erwähnten Arbeit ein System, Scanning Induction Thermography (SIT) genannt, vorgestellt. Dabei werden durch das Verschieben des Prüfteils unter einem stationären Induktor und einer stationären Infrarotkamera, die Infrarotdaten des gesamten Bauteils aufgezeichnet. Dabei ist das Prüfteil zuerst kalt, nähert sich dann dem Induktor, wodurch es erwärmt wird, läuft unter dem Induktor durch und entfernt sich schließlich wieder vom Induktor, wobei es abkühlt. Es wird also der gesamte Vorgang vom Nullbild über die Erwärmung bis zur Abkühlung aufgezeichnet, der sich durch eine Umsortierung der Daten auswerten lässt.

Neben der Firma TWI hat sich auch das IKT näher mit CFK Bauteilen beschäftigt. Dort wird zur Verbesserung des Signal/Rausch-Verhältnisses eine Lock-In-Auswertung verwendet [RB04]. Trotz dieser verbesserten Signalauswertung war es aber auch am IKT nur schwer möglich, Delaminationen zu detektieren [RGB05].

Im Gegensatz dazu ist es aber kein Problem, Ablösungen zwischen einem elektrisch leitfähigen Substrat und einer elektrisch nicht leitfähigen Deckschicht nachzuweisen. Die Sichtbarkeit solcher Delaminationen wurde z. B. am Langley Research Center bei der NASA untersucht. Dabei konnte über Lock-In-Messungen auch die Tiefe des Schadens bestimmt werden [HW90].

Ebenso ist es gelungen, Delaminationen in Thyristorstrukturen ohne Packaging [SANT04] nachzuweisen und mit einer Vorrichtung mit einem oder mehreren Punktdetektoren Ablösungen (Disbonds) und Einschlüsse nachzuweisen [CWW91, HWCZ95].

### 2.3.4 Reale Risse

Neben diesen Untersuchungen zu einfachen langen Rissen, Nuten, Schlitten und Delaminationen wurden auch einige Arbeiten veröffentlicht, die sich mit dem Nachweis von realen Rissen beschäftigen. Shiratori et al. haben sich mit verschiedenen Thermographietechniken beschäftigt und dabei auch mittels Induktionsthermographie einen Ermüdungsriß in Stahl nachgewiesen [SMNN88, SMN+90].

Bei der Firma MTU in München [BZ99, BZ00, BZ04, BZ05] ist die Aufgabenstellung die Detektion von Rissen in Turbinenschaufeln aus dem Flugbetrieb. Dazu wurden Proben mit offenen und verdeckten Schlitten und mit Rissen untersucht [BEZ99, Dum04], exemplarisch FE Simulationen an Schlitten mit einem halbkreisförmigen Profil in der Tiefe in einfachen

und komplexen (Turbinenschaufelfuß) Prüfteilen durchgeführt [ZBD04] und schließlich ein System zur automatisierten Prüfung entwickelt [ZBDN05, BNZC05, CZ05a, CZ05b]. Dadurch können Risse, die im Randbereich der Schaufel auftreten, detektiert werden. Um diese Auswertung noch zu verbessern, wurde eine Puls-Phasen-Auswertung verwendet, bei der das Amplitudenbild als binäre Maske zur Unterdrückung von Rauschen im Phasenbild verwendet wurde [BSZ06].

Um oberflächennahe Fehler in noch komplizierter geformten Teilen, wie Kalt- und Warmumformteile, mittels Induktionsthermographie untersuchen zu können, wurden am IZFP mehrere Induktoren nacheinander eingesetzt, um das gesamte Bauteil prüfen zu können. Bei einem Vergleich der Prüfergebnisse mit denen einer Magnetpulverprüfung (MPI), erwies sich die induktionsthermographische Untersuchung als eine schnelle, sichere und berührungslose Prüfmethode mit einer hohen Prüfzuverlässigkeit auch in kompliziert geformten Prüfteilen [NSW07].

Am Electrical and Computer Engineering Department am Worcester Polytechnic Institute (WPI) wurden Risse in metallischen Formteilen im Grünzustand untersucht, die eine niedrige elektrische Leitfähigkeit aufweisen [LM01, BL04, BLA05, BLA06a, BLA06b, BL07, BLA07a, BLA07b].

Schließlich wurde von der IEW Induktive Erwärmungsanlagen GmbH der Nachweis von Rissen, Löt- und Klebefehlern bei etwa 600 °C untersucht [SWS06].

### **2.3.5 Weitere Anwendungsfelder**

Neben der Detektion von Delaminationen und Rissen erfährt die Induktions- und Konduktionsthermographie als Methode zur Prozessüberwachung eine weitere Anwendung. Ein Beispiel dafür ist die Überwachung beim Induktionsheizen [BNL99], bei der Aluminium induktiv erhitzt wird, um es schließlich zum Kokillenguß verwenden zu können. Dabei wird die Temperatur und das Verhältnis fest/flüssig thermographisch detektiert. Ein weiteres Einsatzgebiet in der Produktionsüberwachung findet sich beim Induktions- oder Konduktionsschweißen, das thermographisch überwacht wird [RSTG98].

Wie man sieht, findet die Induktions- und Konduktionsthermographie ein breites Anwendungsspektrum von der Detektion von Rissen und Delaminationen in leitfähigen Materialien bis zur Prozessüberwachung. Auch die klassische Elektrothermographie [Mal01] kann als Konduktionsthermographie betrachtet werden. Bei dieser werden, mit einer Infrarotkamera Stellen zu hoher oder zu niedriger Erwärmung im Schaltschrank oder in elektrischen Schaltkreisen gesucht, um Fehler an elektrischen Anlagen frühzeitig zu erkennen und Ausfälle oder den Stillstand der Produktion zu vermeiden.

## **2.4 Offene Fragestellungen**

Wie schon Abb. 2.3 gezeigt hat, ist das Ergebnis der induktionsthermographischen Untersuchung ähnlich zu dem der Farbeindringprüfung. Bei einem genaueren Vergleich dieser zwei Ergebnisse und insbesondere beim Vergleich mit einem weiteren Ergebnis einer induktionsthermographischen Untersuchung, wie es Abb. 2.7 zusammenfassend zeigt, fallen aber einige Unterschiede bzw. Besonderheiten auf.

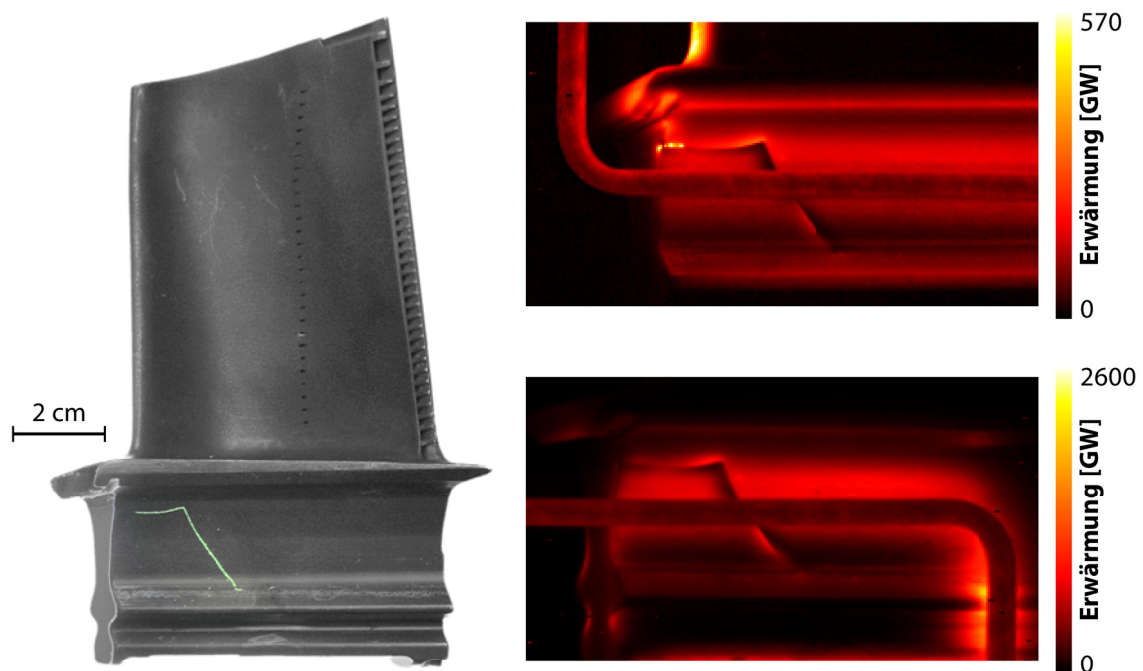


Abbildung 2.7: Ergebnis einer Untersuchung mittels Farbeindringprüfung (links) und mittels Induktionsthermographie bei zwei verschiedenen Induktoranordnungen (rechts) an einer ca. 13 cm hohen Turbinenschaufel aus einer Gasturbine. (In den beiden rechten Bildern ist der Induktor als dunkler, gewinkelter Balken zu sehen)

Beispielsweise geht, im Gegensatz zu den thermographischen Ergebnissen, die Indikation des Risses bei der Farbeindringprüfung nicht bis zum linken Rand. Genau dieser Bereich unterscheidet sich außerdem deutlich in den beiden induktionsthermographischen Untersuchungen. In dem oberen Ergebnisbild ist dieser Bereich durch mehrere helle Punkte gekennzeichnet, wohingegen die Indikation im unteren Ergebnisbild als Fortsetzung des restlichen Risses (schwach) erscheint. Der gesamte Riss führt weiterhin nicht einfach zu einer Zone erhöhter Temperatur, wie man es vermuten könnte, oder lässt sich durch die in der Literatur diskutierte Modelle des Schlitzes bzw. der Nut beschreiben, sondern die Erwärmung ist teilweise höher und teilweise niedriger als die des umgebenden Materials. Bei dem schräg liegenden Teil des Risses ist die Indikation des Risses sogar symmetrisch zum Induktor. Des Weiteren ist in den thermographischen Ergebnissen eine inhomogene Erwärmung des gesamten Prüfteils zu sehen, die insbesondere in der Nähe des Induktors erhöht ist.

Schon diese Auffälligkeiten lassen sich nicht mit den in Abschnitt 2.3 zusammengefassten Arbeiten erklären. Dies zeigt deutlich, wie wichtig es ist, die Grundlagen der Induktions- und Konduktionsthermographie zu diskutieren (insbesondere bei dem in Abschnitt 2.3 dargestellten breiten Anwendungsspektrum und angesichts des Umstandes, dass schon einige automatisierte Prüfanlagen existieren). Dabei ist es nötig, zuerst die Grundlagen der Anregungstechnik zu verstehen, bevor man sich Gedanken über die Sichtbarkeit von Defekten macht. Erst nachdem geklärt ist, wo bei induktiver bzw. konduktiver (galvanischer) Kopplung welche

Stromdichte zu welchem Zeitpunkt in einem Prüfkörper fließt, kann man sich der Frage stellen, wie ein Defekt diese Stromdichte verändert und dadurch detektiert werden kann.

Die bisherigen Publikationen liefern zur Beantwortung dieser Fragestellungen – durch exemplarische Simulationen der Stromdichte und durch Experimente – schon einige Hinweise. Aber erst durch eine analytische Beschreibung der Stromdichteverteilung, durch systematische Simulationsrechnungen mit schrittweiser Variation der Parameter und durch den Abgleich mit dem Experiment entsteht das nötige Verständnis über die Stromdichteverteilung. Mit diesem Wissen ist es schließlich möglich, sich Gedanken über den Detektionsmechanismus von verschiedenen Defekttypen zu machen.

Bei der Frage nach dem Detektionsmechanismus wird neben der Anregungstechnik aber auch die Detektionstechnik wichtig. Da die Detektion bei Induktions- und Konduktionsthermographie mittels einer Infrarotkamera erfolgt, mit der die Temperaturverteilung und -entwicklung an der Außenseite des Prüfteils aufgezeichnet wird, ist es sinnvoll, die von der Stromdichteverteilung hervorgerufene Erwärmung, die Diffusion der Wärme und die daraus folgende Verteilung an der Außenseite zu berechnen.

Mit diesen Überlegungen fällt es leicht, verschiedene Modelle für Schäden zu entwickeln. Für Delaminationen, die durch eine Veränderung der Temperatursausbreitung zu detektieren sind, bietet, zusammen mit den Überlegungen zur Stromdichteverteilung in dieser Arbeit, die Literatur schon ein recht vollständiges Bild. Für Risse dagegen, die hauptsächlich durch eine Veränderung der Stromdichteverteilung und bei einer Stromdichteerhöhung in der Tiefe durch eine anschließende Wärmediffusion zu detektieren sind, existieren in der Literatur nur zwei einfache Modelle (Nut und Schlitz) und einige exemplarische Versuche mit realen Rissen in diversen Bauteilen. Mit den Ergebnissen, die bisher mit diesen Modellen erzielt worden sind, können aber oft die Effekte realer Risse, wie Abb. 2.7 gezeigt hat, nicht ausreichend erklärt werden.

Daher werden im Rahmen dieser Arbeit diese Modelle genauer untersucht, unter anderem werden die Detektionsmechanismen sowie die Sichtbarkeit in Abhängigkeit der relevanten Parameter genauer beleuchtet, wodurch einige Effekte, die in realen Untersuchungen auftreten, erklärt werden können, wie im obigen Beispiel die teilweise höhere oder niedrigere Erwärmung. Des Weiteren werden die Modelle dahin gehend erweitert, dass sie auch geschlossene Risse besser beschreiben, wodurch z.B. der Effekt der hellen Punktekette in Abb. 2.7 erklärt werden kann. Dadurch wird es letztendlich möglich, die meisten Effekte realer Risse zu erklären.

Schließlich werden zwei typische Anwendungsbeispiele für Induktions- und Konduktionsthermographie beschrieben, welche die in der Literatur schon aufgeführten erweitern.



# 3 Theorie der elektrischen Anregung

Elektromagnetische Vorgänge, wie sie auch in thermographischen Untersuchungen mit induktiver und konduktiver Anregung stattfinden, unterteilt man normalerweise in drei Bereiche: nieder-, mittel- und hochfrequent. Im ersten Fall kann man statische Bedingungen annehmen, im letzten Fall verwendet man Wellengleichungen. Diese beiden Frequenzbereiche wurden in der gängigen Literatur ausführlich behandelt. In dem für die thermographischen Untersuchungen interessanten mittleren Frequenzbereiche (einigen Hz bis zu ca. 10 MHz), in denen Diffusionsgleichungen zur analytischen Lösung verwendet werden, gibt es nur einige wenige Arbeiten aus dem Bereich des induktiven Heizens (meist nur in Grundzügen) [BHB47, Keg61, DS79, ZS88a, Dav90, Ben90, RLCB03] und der Wirbelstromprüfung [Dod65, DD68, DDL69, CDD71, Dod77].

Da es aber für ein grundlegendes Verständnis des Verfahrens nötig ist, ein analytisches Verständnis der Stromdichteverteilung im Prüfkörper bei induktiver und konduktiver Anregung zu erhalten, wird an dieser Stelle kurz die zugrunde liegende Theorie (die Diffusionsgleichungen) dargestellt.

## 3.1 Makroskopische Maxwell-Gleichungen

Elektromagnetische Probleme im mittelfrequenten Bereich (mit induktiver bzw. konduktiver Ankoppelung) lassen sich mit den Maxwell-Gleichungen lösen. Zu den Maxwell-Gleichungen [Max61, Max65, Fli00] gehören die beiden gaußschen Gesetze (3.1, 3.2), das faradaysche Gesetz (3.3) und das ampèresche Gesetz (3.4) mit der elektrischen Feldstärke  $\vec{E}$  und Flussdichte  $\vec{D}$ , der magnetischen Feldstärke  $\vec{H}$  und Flussdichte  $\vec{B}$ , der Raumladungsdichte  $\rho$  und der Stromdichte  $j$ .

### Gaußsche Gesetze

$$\operatorname{div} \vec{D} = \rho \tag{3.1}$$

$$\operatorname{div} \vec{B} = 0 \tag{3.2}$$

### Faradaysches Gesetz

$$\operatorname{rot} \vec{E} + \frac{\partial \vec{B}}{\partial t} = 0 \tag{3.3}$$

#### Ampèresches Gesetz

$$\operatorname{rot} \vec{H} - \frac{\partial \vec{D}}{\partial t} = \vec{j} \quad (3.4)$$

Diese vier Gleichungen gelten allgemein für makroskopische elektromagnetische Probleme. Da sich aber in dem für diese Arbeit interessanten mittleren Frequenzbereich von einigen Hz bis zu einigen MHz eine Wellenlänge von etwa 50 m oder länger ergibt (ca. 1 km für die typischerweise von Induktionsgeneratoren verwendeten Frequenzbereiche), ist die Größe des untersuchten Objektes deutlich kleiner (ca. 3-4 Größenordnungen) und der Verschiebungsstromanteil im ampèreschen Gesetz (3.4) ist vernachlässigbar. Daher ergibt sich:

$$\operatorname{rot} \vec{H} \approx \vec{j}. \quad (3.5)$$

Des Weiteren werden bei thermographischen Materialuntersuchungen mit joulescher Erwärmung meist homogene und isotrope Materialien (dies ist für die meisten Metalle gültig) untersucht. Daher gelten folgende lineare Zusammenhänge zwischen elektrischer Feldstärke und elektrischer Flussdichte mit der Dielektrizitätskonstante  $\varepsilon_0$  und der Permittivität  $\varepsilon_r$  als Proportionalitätsfaktor

$$\vec{D} = \varepsilon_r \varepsilon_0 \vec{E} \quad (3.6)$$

sowie zwischen magnetischer Feldstärke und magnetischer Flussdichte mit der absoluten Permeabilität  $\mu_0$  und der relativen Permeabilität  $\mu_r$  als Proportionalitätsfaktor

$$\vec{B} = \mu_r \mu_0 \vec{H}. \quad (3.7)$$

In einem isotropen Material ist zudem die elektrische Leitfähigkeit  $\sigma$  durch einen Skalar approximierbar. Daher ergibt sich aufgrund des ohmschen Gesetzes folgender linearer Zusammenhang:

$$\vec{j} = \sigma \vec{E}. \quad (3.8)$$

## 3.2 Diffusionsgleichungen für elektromagnetische Felder

Um mit den Maxwell-Gleichungen (3.1, 3.2, 3.3, 3.5) und den Vereinfachungen für ein homogenes und isotropes Medium (3.6, 3.7, 3.8) die gegebene Problemstellung der Berechnung der Stromdichteverteilung bei induktiver bzw. konduktiver Kopplung lösen zu können, bei der im ersten Fall ein von einem Induktor erzeugtes Magnetfeld einen Strom induziert und im zweiten Fall durch galvanische Kontaktierung direkt ein elektrisches Feld aufgeprägt wird, ist es zweckmäßig, eine Differentialgleichung für magnetische Felder und eine Differentialgleichung für elektrische Felder zu haben, um damit je nach Kopplungsart das Problem lösen zu können. Nach der Berechnung des magnetischen bzw. des elektrischen Feldes lässt sich daraus über das ampèresche (3.5) bzw. über das ohmsche Gesetz (3.8) die Stromdichte berechnen.

### 3.2.1 Diffusionsgleichung für magnetische Felder

Bei der Herleitung der Differentialgleichung für Probleme, bei denen von außen ein Magnetfeld vorgegeben wird, ergibt sich durch partielle zeitliche Ableitung von (3.7) folgender Zusammenhang:

$$\frac{\partial \vec{B}}{\partial t} = \mu_r \mu_0 \frac{\partial \vec{H}}{\partial t} \quad (3.9)$$

und nach Einsetzen des faradayschen Gesetzes (3.3) in das ampèresche Gesetz (3.5):

$$\frac{\partial \vec{B}}{\partial t} = -\operatorname{rot} \vec{E} \approx -\frac{1}{\sigma} \operatorname{rot} \operatorname{rot} \vec{H} = \frac{1}{\sigma} \Delta \vec{H}. \quad (3.10)$$

Zusammen mit (3.9) ergibt sich schließlich die Differentialgleichung für magnetische Felder. Diese Gleichung ist, wie die Differentialgleichung für thermische Prozesse (4.42), eine Differentialgleichung erster Ordnung in der Zeit und zweiter Ordnung im Ort (Laplace-Operator  $\Delta$ ) und ist dementsprechend eine Diffusionsgleichung, welche die zeitliche und räumliche Verteilung der magnetischen Feldstärke und mit dem ampèreschen Gesetz (3.5) auch die der Stromdichte bestimmen,

$$\mu_r \mu_0 \frac{\partial \vec{H}}{\partial t} = \frac{1}{\sigma} \Delta \vec{H}. \quad (3.11)$$

### 3.2.2 Diffusionsgleichung für elektrische Felder

Zur Berechnung der Stromdichteverteilung bei galvanischer Kontaktierung wird durch partielle zeitliche Ableitung des vereinfachten ampèreschen Gesetzes (3.5) folgender Zusammenhang zwischen elektrischem Feld und magnetischer Flussdichte ermittelt:

$$\sigma \frac{\partial \vec{E}}{\partial t} = \operatorname{rot} \frac{\partial \vec{H}}{\partial t} = \frac{1}{\mu_r \mu_0} \operatorname{rot} \frac{\partial \vec{B}}{\partial t}. \quad (3.12)$$

Durch Einsetzen des faradayschen Gesetzes (3.3) in die rechte Seite von (3.12)

$$\frac{1}{\mu_r \mu_0} \operatorname{rot} \frac{\partial \vec{B}}{\partial t} = -\frac{1}{\mu_r \mu_0} \operatorname{rot} \operatorname{rot} \vec{E} = \frac{1}{\mu_r \mu_0} \Delta \vec{E} \quad (3.13)$$

ergibt sich eine Differentialgleichung, die nur noch vom elektrischen Feld abhängt. Diese Differentialgleichung erster Ordnung in der Zeit und zweiter Ordnung im Ort ist von der Form identisch zur Diffusionsgleichung für magnetische Felder (3.11) und gibt die zeitliche und räumliche Verteilung der elektrischen Feldstärke an:

$$\mu_r \mu_0 \frac{\partial \vec{E}}{\partial t} = \frac{1}{\sigma} \Delta \vec{E}. \quad (3.14)$$

### 3 Theorie der elektrischen Anregung

---

Durch Einsetzen des ohmschen Gesetzes (3.8) ergibt sich schließlich die Diffusionsgleichung für die Stromdichte, womit auch bei galvanischer Kopplung, also bei konduktiver Anregung, eine Berechnung der Stromdichteverteilung möglich ist:

$$\mu_r \mu_0 \frac{\partial \vec{j}}{\partial t} = \frac{1}{\sigma} \Delta \vec{j}. \quad (3.15)$$

## 4 Strom- und Temperaturverteilung bei induktiver und konduktiver Kopplung

Wie im letzten Kapitel dargestellt wurde, sind die elektromagnetischen Diffusionsgleichungen die theoretische Grundlage für die Berechnung der Stromdichteverteilung bei induktiver und konduktiver Kopplung. Durch diese Grundlage ist es durch analytische und FE (Finite Elemente) Berechnungen möglich zu klären, wie die Stromdichte und damit auch die Wärmequellen in einem ungeschädigten Material verteilt sind, um schließlich die durch thermische Diffusion entstehende Temperaturverteilung an der Oberfläche zu bestimmen.

Im Falle der analytischen Berechnung wird hierbei auf die Diffusionsgleichungen für Magnetfelder (3.11), elektrische Felder (3.14) und Stromdichten (3.15) zurückgegriffen. Dadurch kann man sowohl die Stromdichteverteilung in Leitern, also die durch konduktive Kopplung in ein Prüfteil eingebrachte Stromdichte (siehe Abschnitt 4.1), als auch die in einem Körper induzierte Stromdichteverteilung (siehe Abschnitt 4.2) berechnen.

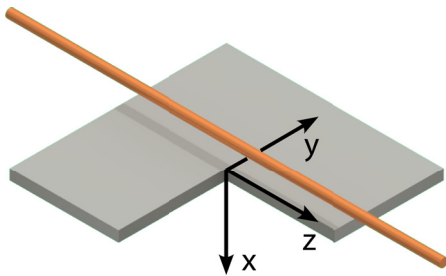


Abbildung 4.1: Koordinatensystem

Für alle Berechnungen wurde folgendes Koordinatensystem gewählt: Die x-Achse hat ihren Ursprung an der Oberseite des Prüfteils und ist in das Prüfteil hinein gerichtet. Die y- und z-Achse haben ihren Ursprung dagegen in der Mitte des Prüfteils. Die z-Achse ist dabei parallel zum Stromfluss, d. h. bei Induktion parallel zum Induktor, und die y-Achse senkrecht zum Stromfluss gerichtet. Da im Allgemeinen Fehler quer zur Stromrichtung betrachtet werden, sind diese dadurch parallel zur y-Achse ausgerichtet.

Für die Berechnungen in dieser Arbeit wurde für den Induktor ein langer, runder, gerader Leiter bei  $x = -12$  mm (Abstand vom Prüfteil) mit  $r = 2$  mm aus Kupfer und ein rechteckiges Prüfteil mit  $5 \times 100 \times 100$  mm<sup>3</sup> aus Edelstahl gewählt. Die Abmessungen des Testkörpers wurden zum einen an die Größenordnungen von Komponenten angepasst und zum anderen so gewählt, dass das Prüfteil deutlich dicker als die Skintiefe (ca. 0,7 mm bei 400 kHz Anregungsfrequenz) ist und so groß ist, dass Randeffekte in der Mitte des Prüfteils keine Rolle spielen. Der Induktor wurde dagegen in dieser Form gewählt, da dies die einfachste Bauform ist, und zudem das Magnetfeld für nicht zu große Prüfteile dem des in Abb. 2.2 dargestellten Induktors entspricht. Dadurch ist ein Vergleich zwischen Experiment und Simulation möglich. Aus den Ergebnissen mit diesem Induktor bzw. da die Ergebnisse auch möglichst lange für ein beliebiges Magnetfeld berechnet werden, lassen sich aber auch Rückschlüsse auf die Stromdichteverteilung für beliebig geformte Induktoren ziehen. Diese Induktoren können

dann auch der jeweiligen Prüfsituation bzw. dem jeweiligen Prüfteil angepasst werden. Insbesondere können die Induktoren auch dicke Drähte sein, die man schnell beliebig formen kann.

Als Anregungszeit für die thermischen Berechnungen und für die Versuche wurden im Allgemeinen 100 ms verwendet, da sich im Experiment eine Anregungszeit von 50 - 200 ms als bester Kompromiss zwischen Signal/Rausch-Verhältnis und Bildschärfe (durch die Wärmediffusion bei längeren Anregungszeiten) für die meisten der untersuchten Prüfteile herausgestellt hat. Nur für thermisch sehr gut leitfähige Materialien, wie Aluminium und Kupfer, ist eine kürzere Anregungszeit im Bereich von 5 - 50 ms besser geeignet.

Bevor aber die induktiv angeregte Stromdichteverteilung berechnet wird, ist es nötig zuerst die Stromdichteverteilung in einem Leiter zu bestimmen. Diese Verteilung ist insbesondere deshalb von Interesse, da ein Induktor oder ein galvanisch kontaktiertes Prüfteil nur besonders geformte Leiter sind.

### 4.1 Stromverteilung bei konduktiver Kopplung

Ein Wechselstrom mit der Kreisfrequenz  $\omega$ , der in einem entlang der z-Achse orientierten Leiter fließt, wird von einem elektrischen Feld erzeugt, das auch entlang der z-Achse orientiert ist und dessen Amplitude von der Position im Querschnitt (x-y-Ebene) abhängt,

$$\vec{E} = \text{Re} \begin{pmatrix} 0 \\ 0 \\ E_z(x, y)e^{i\omega t} \end{pmatrix}. \quad (4.1)$$

Der Feldvektor des von dem Strom erzeugten magnetischen Feldes ist in der x-y-Ebene ausgerichtet und hat keinen Anteil entlang der z-Achse,

$$\vec{H} = \begin{pmatrix} H_x(t, x, y) \\ H_y(t, x, y) \\ 0 \end{pmatrix}. \quad (4.2)$$

Mit diesen Überlegungen kann allgemein ein mittels konduktiver (galvanischer) Kopplung eingebrachter Strom berechnet werden.

#### 4.1.1 Stromverteilung in einem Leiter mit kreisförmigem Querschnitt

Bevor die Stromdichteverteilung in einer Platte berechnet wird, wird zuerst die Stromdichteverteilung für den einfachsten Leitertyp, für einen Leiter mit kreisförmigem Querschnitt (etwa ein Draht), berechnet. In diesem Fall ist das Problem zylindersymmetrisch zur Achse des Leiters. Dementsprechend muss für das elektrische Feld

$$E_z(x, y) \rightarrow E_z(r) \quad (4.3)$$

und für das magnetische Feld

$$H_x(t, x, y) \rightarrow H_x(t, r); H_y(t, x, y) \rightarrow H_y(t, r) \quad (4.4)$$

ersetzt werden. Dadurch hängen beide nur noch von der Entfernung  $r = \sqrt{x^2 + y^2}$  zur Achse des Leiters ab. Da in diesem Fall durch konduktive Anregung von außen ein elektrisches Feld vorgegeben wird, wird zur Berechnung der Stromdichteverteilung die durch (4.3) modifizierte (4.1) in die Diffusionsgleichung für elektrische Felder (3.14) eingesetzt, die die räumliche und zeitliche Verteilung des Feldes bestimmt. In Zylinderkoordinaten und nach einigen einfachen Umformungen ergibt sich folgende Differentialgleichung:

$$\frac{1}{r} \frac{\partial}{\partial r} r \frac{\partial E_z(r)}{\partial r} = i\mu_r \mu_0 \sigma \omega E_z(r). \quad (4.5)$$

Diese Bessel-Differentialgleichung liefert folgende Lösung mit den Besselfunktionen erster Art, nullter Ordnung  $J_0$  und zweiter Art, nullter Ordnung  $K_0$ :

$$E_z(r) = A_1 J_0 \left( \sqrt{-2i} \frac{r}{s} \right) + A_2 K_0 \left( \sqrt{-2i} \frac{r}{s} \right). \quad (4.6)$$

Dabei ist  $s$  die durch

$$s = \frac{1}{\sqrt{\mu_r \mu_0 \sigma \pi f}} \quad (4.7)$$

definierte Skintiefe mit der Frequenz  $f = \omega/2\pi$ .

Da außerdem das elektrische Feld für kleine  $r$  nicht divergieren darf, muss  $A_2$  gleich 0 sein. Daher hängt das elektrische Feld und durch das ohmsche Gesetz (3.8) auch die Stromdichte über die Besselfunktion erster Art, nullter Ordnung vom Abstand (relativ zur Skintiefe) zur Achse des Leiters ab.

$$E_z(r) = E_0 J_0 \left( \sqrt{-2i} \frac{r}{s} \right) \quad (4.8)$$

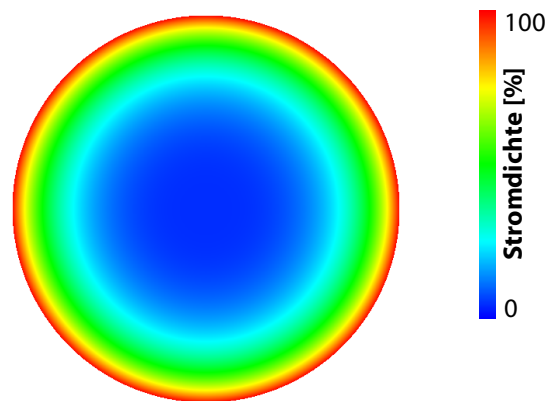


Abbildung 4.2: Analytisch berechnete Stromdichteverteilung in einem Leiter mit kreisförmigem Querschnitt ( $r = 5s$ ), wobei die Stromdichte in der Mitte nur etwa 4% der Stromdichte am Rand ist

Der mittels (4.8) definierte Skin-Effekt in Leitern mit kreisförmigem Querschnitt ist sowohl in dem in Abb. 4.2 dargestellten Leiterquerschnitt als auch in dem in Abb. 4.3 dargestellten

## 4 Strom- und Temperaturverteilung bei induktiver und konduktiver Kopplung

Graphen eines Schnittes durch das Zentrum des Leiters gut zu erkennen. Dieser Skin-Effekt ist eine Folge der durch Selbstinduktion hervorgerufenen Wirbelströme, die dem Erzeugerstrom entgegen gerichtet sind und dadurch in der Mitte des Leiters die Stromdichte abschwächen. Die höchste Stromdichte – und damit auch die höchste Erwärmung – befindet sich also am Rande des Leiters und die niedrigste – und damit auch die niedrigste Erwärmung – im Zentrum des Leiters.

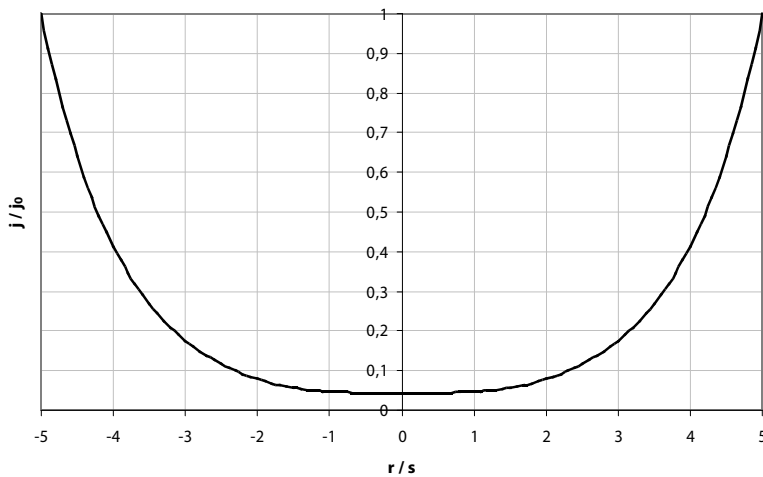


Abbildung 4.3: Analytisch berechnete Stromdichteverteilung in einem Leiter mit kreisförmigem Querschnitt

Daher ist bei Wechselstrom der Skin-Effekt [KLP15, OMe96] auch einer der größten Verlustfaktoren, da die Stromdichte am Rand zusammengeschnürt wird und dadurch mehr elektrische Leistung in Wärme umgewandelt wird, wie es bei Gleichstrom der Fall wäre (siehe Anhang B). Auf der anderen Seite kann man sich diesen Effekt bei Induktoren, durch die ein sehr starker Strom fließen muss zunutze machen, indem man Hohlleiter verwendet durch die im Zentrum des Leiters Kühlwasser fließt (der Strom fließt schließlich hauptsächlich im äußeren Bereich des Leiters).

### 4.1.2 Stromverteilung einer Platte

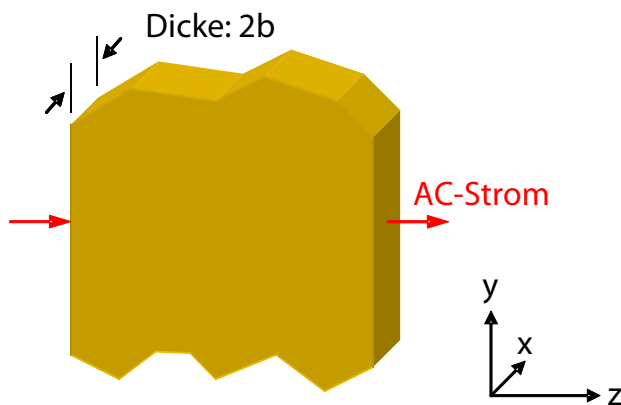


Abbildung 4.4: Modell zur Berechnung der Stromdichteverteilung in einer Platte



Die bisher berechnete Stromdichteverteilung in einem Leiter mit kreisförmigem Querschnitt gibt einen guten ersten Einblick in den Skin-Effekt und in die Stromdichteverteilung in einem Induktor. Da aber Prüfteile oft durch einen rechteckigen Querschnitt approximiert werden können, wird hier die Stromdichteverteilung für einen derartigen Leiter berechnet.

Ein in y-Richtung sehr großer und in x-Richtung  $2b$  ausgedehnter Leiter (z. B. eine Platte) lässt sich durch einen in y-Richtung unendlich ausgedehnten Leiter annähern. Dadurch vereinfacht sich die Problemstellung, da die Abhängigkeit des elektrischen (4.1) und magnetischen Feldes (4.2) von der y-Koordinate entfällt und nur noch von x abhängig ist. Dadurch ergibt sich für das elektrische Feld:

$$E_z(x, y) \rightarrow E_z(x) \quad (4.9)$$

und für das magnetische Feld:

$$H_x(t, x, y) \rightarrow H_x(t, x); H_y(t, x, y) \rightarrow H_y(t, x). \quad (4.10)$$

Zur Berechnung der Stromdichteverteilung wird wie im Falle des Leiters mit rundem Querschnitt, die durch (4.9) vereinfachte (4.1) in die Diffusionsgleichung für elektrische Felder (3.14) eingesetzt. Nach einigen Vereinfachungen ergibt sich folgende Differentialgleichung:

$$\frac{\partial^2 E_z(x)}{\partial x^2} = i\mu_r\mu_0\sigma\omega E_z(x) \quad (4.11)$$

oder durch Einsetzen der Skintiefe (4.7):

$$\frac{\partial^2 E_z(x)}{\partial x^2} = \frac{2i}{s^2} E_z(x). \quad (4.12)$$

Die Lösung dieser Differentialgleichung ist:

$$E_z(x) = A_1 e^{\sqrt{2i}x/s} + A_2 e^{-\sqrt{2i}x/s}. \quad (4.13)$$

Mit dem ohmschen Gesetz (3.8) lässt sich dadurch wieder die Stromdichte berechnen. Da in diesem Fall aber die Stromdichte an der Vorder- und Rückseite gleich groß sein muss,

$$j(b) \stackrel{!}{=} j_b \stackrel{!}{=} j(-b), \quad (4.14)$$

folgt

$$A_1 \stackrel{!}{=} A_2 = \frac{j_0}{2}. \quad (4.15)$$

Nach einigen Umformungen und aufgrund des Umstandes, dass die eigentliche Lösung nur der Realteil ist – vgl. (4.1) –, folgt schließlich

$$j_z(x) = j_b \frac{\cosh \sqrt{2i} \frac{x}{s}}{\cosh \sqrt{2i} \frac{b}{s}}. \quad (4.16)$$

In Abb. 4.5 ist die mit Hilfe der FE Simulation berechnete Stromdichteverteilung einer in x und y-Richtung endlich großen, galvanisch kontaktierten Platte eingezeichnet. Dabei sieht

man den Verlauf (den Skin-Effekt) in x- und y-Richtung. Der Verlauf in x-Richtung (schwarze Kurve) stimmt dabei wie Abb. 4.6 zeigt bis auf die Granularität auf Grund der finiten Elemente mit der nach (4.16) analytisch berechneten (rote Kurve) überein.

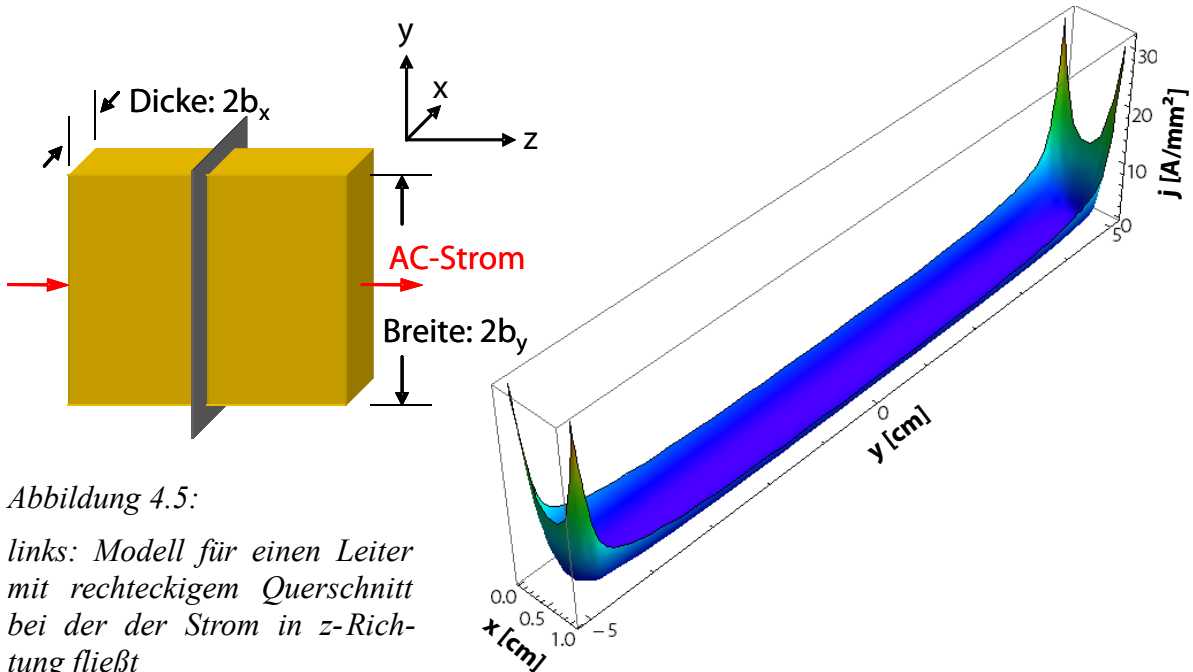


Abbildung 4.5:

links: Modell für einen Leiter mit rechteckigem Querschnitt bei der der Strom in z-Richtung fließt

rechts: Stromdichteverteilung (simuliert) über dem links eingezeichneten Querschnitt, dabei ist die Stromdichte farbkodiert und nach oben aufgetragen

Daher stellt die nach (4.16) berechnete Verteilung eine gute Approximation für einen in y-Richtung sehr großen Leiter dar. Die in Abb. 4.5 zu sehende zusätzliche Stromdichteüberhöhung an den Kanten ist der Edge-Effekt [Pre16, NDNZ82, FC90]. Dieser Effekt bewirkt, wie auch der Skin-Effekt, eine Erhöhung der Stromdichte an den Kanten bzw. Grenzflächen im Falle des Skin-Effektes. Beide Effekte sind im übrigen Lösungen der gleichen Differentialgleichung unter anderen Randbedingungen.

Aufgrund des Edge-Effektes ist die Stromdichte an den Kanten am höchsten und auf Grund des Skin-Effektes nimmt die Stromdichte von den vier Außenseiten zur Mitte hin ab.

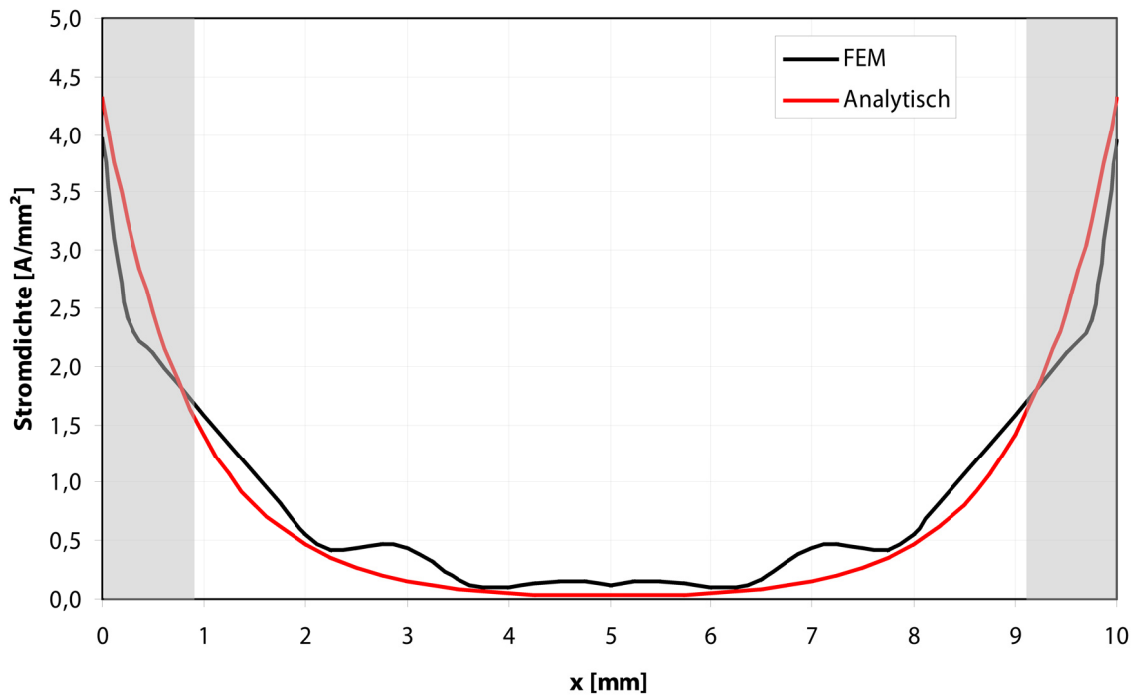


Abbildung 4.6: Skin-Effekt: Abfall der Stromdichte vom Rand des Leiters zur Mitte (bei  $y = 0$  cm); Vergleich von analytischer und FE-Berechnung für Inconel bei 1000 A und 400 kHz; grau eingezeichneter Bereich: Skintiefe ( $s = 0,9$  mm)

Dieser Edge-Effekt ist auch, neben der Notwendigkeit der Kontaktierung, einer der größten Nachteile der Konduktionsthermographie. Zur Detektion eines Schadens muss der Schaden zu einer Stromdichteüberhöhung bzw. Stromdichteänderung führen, die groß genug ist, um sie über die entsprechende Erwärmung mit einer Infrarotkamera detektieren zu können. Da aber der meiste Strom in den vier Kanten fließt, muss genügend Strom in das Prüfteil eingebracht werden, damit auch die Stromdichte zwischen zwei Kanten hoch genug ist, um einen Schaden nachweisen zu können. Da der Edge-Effekt – wie auch der Skin-Effekt – von der Skintiefe abhängt, wird durch eine niedrigere Frequenz die Stromdichteverteilung homogener. Dadurch ist also die Stromdichte über einen größeren Bereich sowohl in der Tiefe wie auch in der Fläche des Prüfteils verteilt. Da zur Detektion von kleinen Schäden an der Oberfläche aber eine hohe Stromdichte erforderlich ist, muss in diesem Fall ein Kompromiss eingegangen werden.

## 4.2 Stromverteilung bei induktiver Kopplung

Bisher wurde die Stromdichteverteilung für galvanisch kontaktierte Objekte, also für Objekte, bei denen von außen ein elektrisches Feld aufgeprägt wurde, berechnet. Bei induktiver Anregung wird dagegen durch eine Spule (Induktor genannt), durch die ein Wechselstrom mit der Kreisfrequenz  $\omega$  fließt, von außen in das Prüfteil ein elektromagnetisches Feld

eingbracht (4.17). Dieses Feld führt, ohne dass das Prüfteil direkt kontaktiert werden muss, zu einem induzierten Strom im Prüfteil.

Dabei ist der Induktor in z-Richtung ausgerichtet. Im Gegensatz zu (4.1) und (4.2), bei denen von außen ein elektrisches Feld angelegt wird, erzeugt der Induktor ein Magnetfeld, das in y-Richtung ausgerichtet ist und dieses magnetische Feld führt schließlich zu einem elektrischen Feld in z-Richtung:

$$\vec{H} = \operatorname{Re} \begin{pmatrix} 0 \\ H_y(x)e^{i\omega t} \\ 0 \end{pmatrix}, \quad (4.17)$$

$$\vec{E} = \begin{pmatrix} 0 \\ 0 \\ E_z(x, t) \end{pmatrix}. \quad (4.18)$$

Zur Berechnung der vom Induktor vorgegebenen Magnetfeldverteilung wird (4.17) in die Diffusionsgleichung für magnetische Felder (3.11) eingesetzt, die die räumliche und zeitliche Verteilung des magnetischen Feldes bestimmt. Nach einigen einfachen Umformungen ergibt sich folgende Differentialgleichung:

$$\frac{\partial^2 H_y(x)}{\partial x^2} = i\mu_r\mu_0\sigma\omega H_y(x). \quad (4.19)$$

Durch Einsetzen der Skintiefe (4.18) vereinfacht sich diese zu folgender Form:

$$\frac{\partial^2 H_y(x)}{\partial x^2} = \frac{2i}{s^2} H_y(x). \quad (4.20)$$

Die Lösung dieser Differentialgleichung ist:

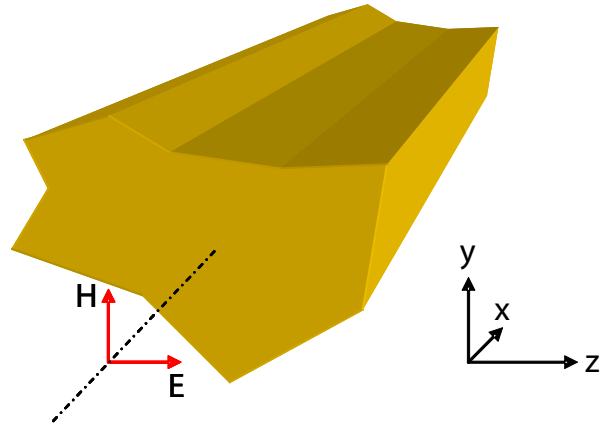
$$H_y(x) = A_1 e^{\sqrt{2i}x/s} + A_2 e^{-\sqrt{2i}x/s}. \quad (4.21)$$

Beim Vergleich dieser Lösung für induktive Kopplung mit der Lösung für konduktive Kopplung einer Platte (4.13) sieht man die Übereinstimmung: Im Falle der Konduktion fällt das elektrische Feld exponentiell von der Vorder- (zweiter Term) und Rückseite (erster Term) ab und hier, im Falle der Induktion, fällt das magnetische Feld von der Vorder- und Rückseite ab.

Um die noch unbekanntenen Vorfaktoren  $A_1$  und  $A_2$  und die Stromdichteverteilung zu bestimmen, wird zuerst von dem einfachsten Fall eines halbumendlichen Körpers als Prüfteil ausgegangen, dann auf den Fall eines endlich dicken Körpers eingegangen, bei dem der Stromfluss im Unendlichen geschlossen ist und schließlich auf den realen Fall einer endlich großen Platte.

## 4.2.1 Lösung für einen halbusendlichen Körper

Abbildung 4.7: Halbusendlicher Körper mit der Oberfläche in der y-z-Ebene



Die elektromagnetische Welle, die auf einen halbusendlichen Körper in x-Richtung einfällt, induziert in diesem Körper ein magnetisches Feld, dessen Verteilung in der Tiefe durch (4.21) gegeben ist. Da das Magnetfeld im unendlichen nicht divergieren darf, muss  $A_1 = 0$  gelten. Aus dem im Körper vorliegenden Magnetfeld kann man schließlich mit dem ampèreschen Gesetz (3.5) die für die thermographische Untersuchung wichtige Stromdichteverteilung bestimmen.

Da  $A_1 = 0$  gilt, ist das Magnetfeld an der Oberfläche des Körpers identisch mit  $A_2$

$$H_y(0) = A_2 = H_0, \quad (4.22)$$

und (4.21) vereinfacht sich zu

$$H_y(x) = H_0 e^{-\sqrt{2i}x/s}. \quad (4.23)$$

Zur Berechnung der Magnetfeldverteilung muss (4.23), nach (4.17), noch mit dem zeitlichen Entwicklungsterm  $e^{i\omega t}$  multipliziert werden und nur der Realteil betrachtet werden. Diese Lösung ergibt schließlich die Verteilung in der Tiefe und die zeitliche Verteilung des Magnetfeldes in einem halbusendlichen Körper:

$$H_y(x, t) = H_0 \operatorname{Re} \left( e^{-\sqrt{2i}x/s} e^{i\omega t} \right) = H_0 e^{-x/s} \cos \left( -\frac{x}{s} + \omega t \right). \quad (4.24)$$

Die für die Induktionsthermographie interessante Stromdichteverteilung in dem halbusendlichen Körper ergibt sich durch Anwendung des ampèreschen Gesetzes (3.5) auf die Magnetfeldverteilung

$$j_z(x, t) = -\frac{\partial H_y(x, t)}{\partial x} = \frac{\sqrt{2}}{s} H_0(t) e^{i\pi/4} e^{-\sqrt{2i}x/s} \quad (4.25)$$

mit

$$H_0(t) = H_0 e^{i\omega t}. \quad (4.26)$$

Und da nur der Realteil die Lösung ist, ergibt sich für einen halbusendlichen Körper:

$$\begin{aligned}
 j_z(x, t) &= \sqrt{2} \frac{H_0}{s} \operatorname{Re} \left( e^{i\pi/4} e^{\sqrt{2i} x/s} e^{i\omega t} \right) \\
 &= \frac{H_0}{s} \operatorname{Re} \left( \sqrt{2i} e^{\sqrt{2i} x/s} e^{i\omega t} \right) \\
 &= \sqrt{2} \frac{H_0}{s} e^{x/s} \cos \left( \frac{\pi}{4} - \frac{x}{s} + \omega t \right).
 \end{aligned}
 \tag{4.27}$$

Aus dieser Gleichung ist ersichtlich, dass sowohl das Magnetfeld als auch die Stromdichte räumlich und zeitlich oszillieren. Dabei ist die Stromdichte gegenüber dem Magnetfeld um  $\pi/4$  phasenverschoben. Dies ist gut in Abb. 4.8 zu sehen, in der beide Größen für den Zeitpunkt  $t = 0$  als Zeigerdiagramm in der komplexen Ebene aufgetragen sind. Bei fortschreitender Zeit drehen sich dabei die Zeiger und die tatsächliche Stromdichte- bzw. Magnetfeldverteilung sieht man auf der reellen Achse.

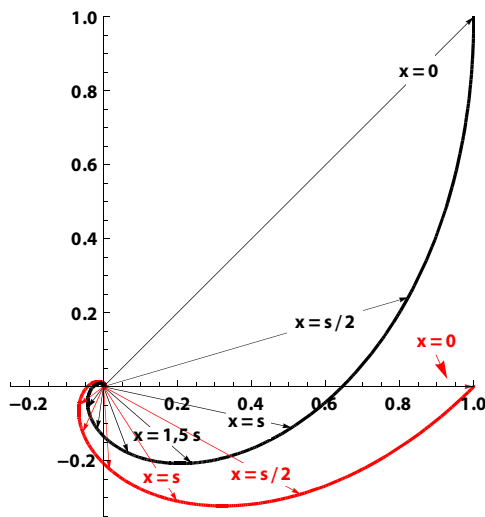


Abbildung 4.8: Zeigerdiagramm in der komplexen Ebene der Stromstärke (schwarz) und des Magnetfeldes (rot) in einem halbusendlichen Körper (normierte Größen)

An (4.27) bzw. (4.24) ist zu sehen, dass der typische exponentielle Abfall die Einhüllende der zeitlich variierenden Stromdichte- bzw. Magnetfeldverteilung ist. Dies zeigt auch Abb. 4.9. Hier ist zum einen die Stromdichteverteilung in der Tiefe für verschiedene Zeitpunkte eingezeichnet und zum anderen gestrichelt der exponentielle Abfall.

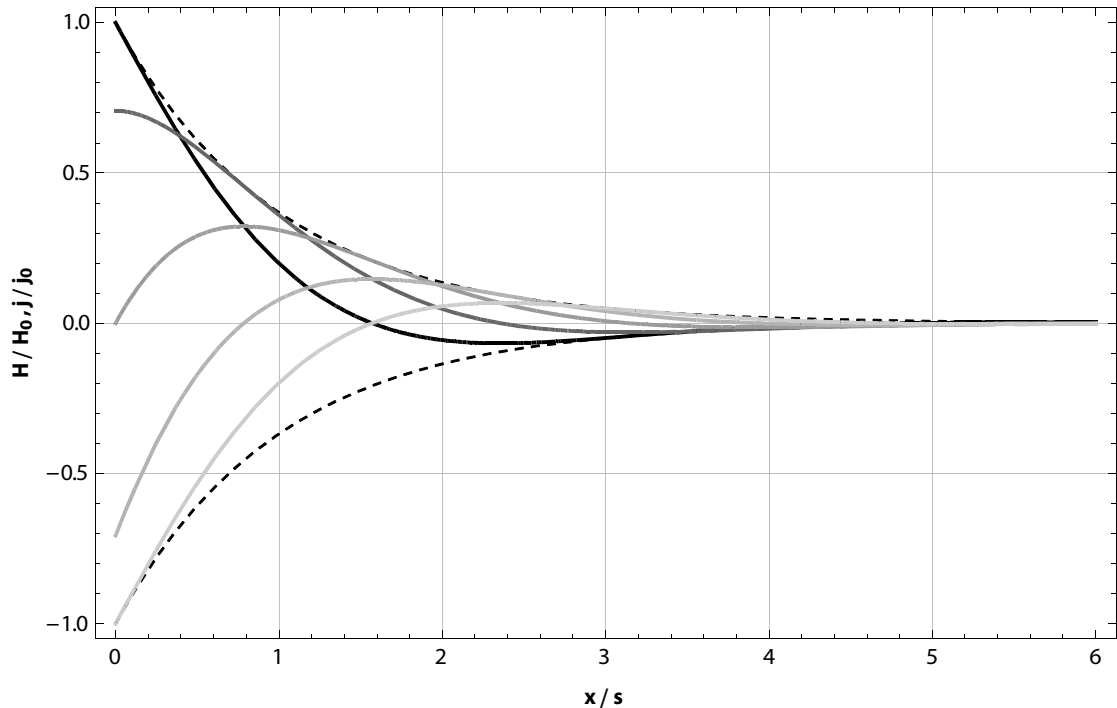


Abbildung 4.9: Analytisch berechneter Verlauf der Stromstärke bzw. des Magnetfeldes zu verschiedenen Zeitpunkten (je später desto heller). Die gestrichelten Kurven stellen die Einhüllenden dar

Bei näherer Betrachtung der Stromdichteverteilung für einen Zeitpunkt fällt auf, dass der Strom in der Tiefe in eine andere Richtung fließen kann als der Strom an der Oberfläche.

### 4.2.2 Lösung für einen endlich dicken Körper

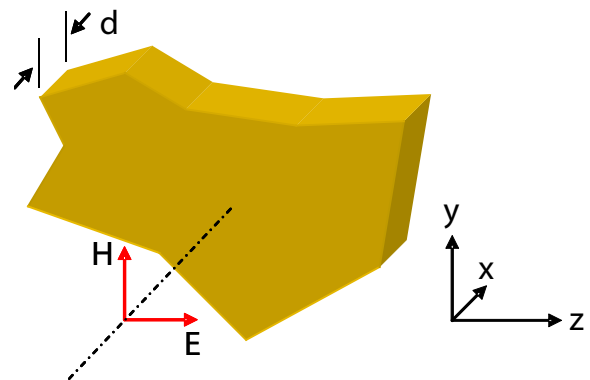


Abbildung 4.10: Endlich dicker Körper

Der bisher betrachtete halbusendliche Körper ist eine gute Approximation für elektrisch dicke Körper, also Körper, die deutlich dicker als die Skintiefe sind.

#### 4 Strom- und Temperaturverteilung bei induktiver und konduktiver Kopplung

Bei Körpern, deren Dicke im Bereich der Skintiefe liegt, lässt sich das Magnetfeld ähnlich zum Fall des halbusendlichen Körpers berechnen, nur dass in diesem Fall (auf Grund der endlichen Dicke)  $A_1 \neq 0$  gilt. Mit der Randbedingung  $H_y(0, t) = H_0$  und den vier Bestimmungsgleichungen bei  $x = 0$  und  $x = d$  für das elektrische und magnetische Feld lassen sich die Unbekannten in (4.21) auf das Magnetfeld auf der Oberfläche des Körpers  $H_0$  reduzieren. Dadurch lässt sich das Magnetfeld bestimmen:

$$H_y(x, t) = H_0 \operatorname{Re} \left[ \left( \frac{e^{-\sqrt{2i}x/s}}{1 - e^{-\sqrt{2i}2d/s}} + \frac{e^{\sqrt{2i}x/s}}{1 - e^{\sqrt{2i}2d/s}} \right) e^{i\omega t} \right]. \quad (4.28)$$

Da für induktionsthermographische Untersuchungen die Stromdichteverteilung interessiert, wird diese wie im Falle des halbusendlichen Körpers durch Anwendung des ampèreschen Gesetzes (3.5) auf die Magnetfeldverteilung (4.28) berechnet,

$$j_z(x, t) = \frac{H_0}{s} \operatorname{Re} \left[ \sqrt{2i} \left( \frac{e^{-\sqrt{2i}x/s}}{1 - e^{-\sqrt{2i}2d/s}} - \frac{e^{\sqrt{2i}x/s}}{1 - e^{\sqrt{2i}2d/s}} \right) e^{i\omega t} \right]. \quad (4.29)$$

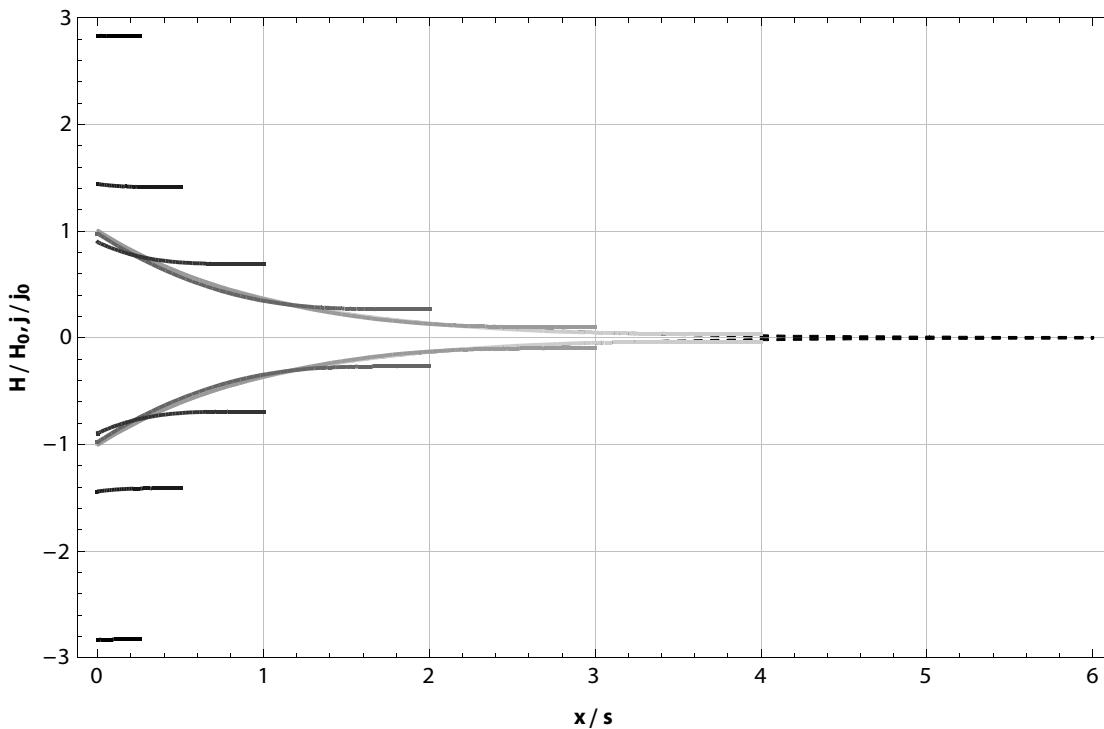


Abbildung 4.11: Analytisch berechnete Einhüllende der Stromdichteverteilung für endlich dicke Körper (0,25, 0,5, 1, 2, 3 und 4 Skintiefen dick) und zum Vergleich gestrichelt die eines halbusendlichen Körpers

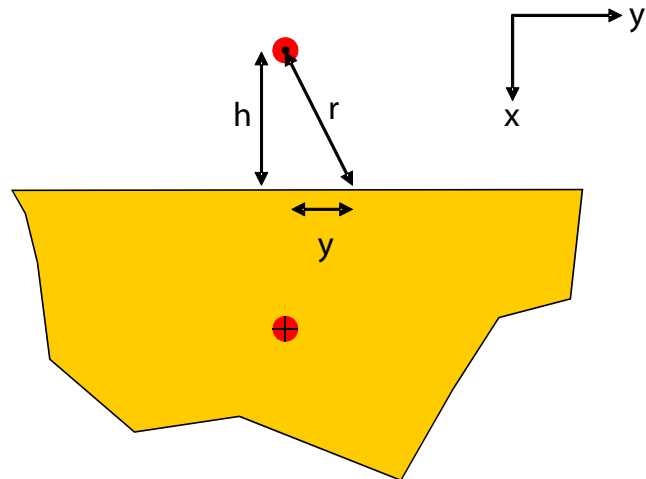
Bei einem Vergleich von (4.27) mit (4.29) sowie (4.24) mit (4.28) sieht man, dass in beiden Fällen der Term  $e^{-\sqrt{2i}x/s}$  enthalten ist. Dieser Term entspricht einer Welle, die von der Vorderseite des Körpers eindringt. Der Term  $e^{\sqrt{2i}x/s}$  ist dagegen nur im Falle eines endlich



dicken Körpers enthalten. Dieser Term entspricht einer von der Rückseite des Körpers reflektierten Welle. Wie man in Abb. 4.11 sieht, führt diese Reflexion der Welle für Prüfteildicken bis zu einer Skintiefe zu einer an der Körperrückseite erhöhten und an der Vorderseite geringfügig verringerten Stromdichte. Für Prüfteile dagegen, die dünner als eine Skintiefe sind, steigt die Stromdichte sowohl an der Rückseite als auch an der Vorderseite schnell an.

### 4.2.3 Magnetfeld eines Induktors

Abbildung 4.12: Modell zur Berechnung der Magnetfeldverteilung auf der Oberfläche des Körpers



In Abschnitt 4.2.2 wurde gezeigt, welche Stromdichte ein beliebiges externes Magnetfeld in einem Körper induziert. Durch dieses Ergebnis wurde die Stromdichteverteilung in der Tiefe – also der exponentielle Abfall aufgrund des Skin-Effektes – bestimmt.

Je nach Beschaffenheit des externen Magnetfeldes, also je nachdem wie der Induktor geformt ist, welchen Abstand er hat oder wie viele Wicklungen er hat, wird die Stromdichteverteilung an der Oberfläche durch den Proximity-Effekt bestimmt.

Als einfachster Fall wird hier das Magnetfeld eines runden, unendlich langen Induktors berechnet, aus dem durch Superposition auch das Magnetfeld eines mehrwindigen Induktors berechnet werden kann. Solch ein unendlich langer gerader Induktor, also ein Draht, durch den der Strom  $I$  fließt, erzeugt im Abstand  $r$  in Abwesenheit eines leitfähigen Körpers, der das Feld stören würde, folgendes Magnetfeld:

$$H(r) = \frac{I}{2\pi r}. \quad (4.30)$$

Für den Fall, dass ein leitfähiger Körper anwesend ist, ergibt sich der Abstand  $r$  des Drahtes zu einem Punkt auf der Oberfläche des Körpers aus dem Abstand Induktor zum Körper  $h$  und aus der Position auf der Oberfläche  $y$ .

$$r = \sqrt{h^2 + y^2} \quad (4.31)$$

Das Magnetfeld bei Wechselstrom ist in einem leitfähigen Körper in der Nähe des Induktors durch den Skin-Effekt, also durch (4.24) bzw. (4.28) gegeben und fällt in der Tiefe ab. Die Eindringtiefe des Magnetfeldes ist also die Skintiefe  $s$ . Bei einem Abstand Induktor zum Körper  $h$ , der deutlich größer als die Skintiefe  $s$  ist, erscheint das Magnetfeld so, als ob es nicht in die Oberfläche eindringen würde. Dabei muss aber auch die Dicke des Körpers  $d$  deutlich größer sein als die Skintiefe  $s$  (elektrisch dicker Körper), da sonst der Körper teiltransparent für das Magnetfeld ist. Da dies bei den typischen Bedingungen bei induktiver Anregung (Abstand ca. 10 mm, Anregungsfrequenz größer als 50 kHz), wie Tabelle 2.1 zeigt, der Fall ist, kann zur Berechnung angenommen werden, dass die Magnetfeldlinien die Oberfläche des Körpers nicht schneiden. Der einfachste Weg, diese Randbedingung zu erfüllen, ist einen Spiegelleiter im Abstand  $2h$  einzuführen, durch den ein gegenläufiger Strom fließt (siehe Abb. 4.12). Das heißt, wenn der Strom im Induktor aus der Zeichenfläche heraus fließt, muss der Strom im Spiegelleiter in die Zeichenebene hinein fließen. Im Falle eines elektrisch dünnen Körpers muss dabei der Spiegelleiter abgeschwächt werden, da das Magnetfeld teilweise den Körper durchdringt. Um auch den Skin-Effekt zu berücksichtigen, liegt es nahe, als erste Näherung den Spiegelleiter um den Schwerpunkt der Verteilung, also um  $s/\sqrt{2}$ , zu verschieben. Dieses vom Leiter und vom Spiegelleiter hervorgerufene Magnetfeld entspricht im Bereich außerhalb des Körpers dem tatsächlich vorliegenden Magnetfeld:

$$H_0(y) = \frac{I}{\pi} \frac{h}{h^2 + y^2}. \quad (4.32)$$

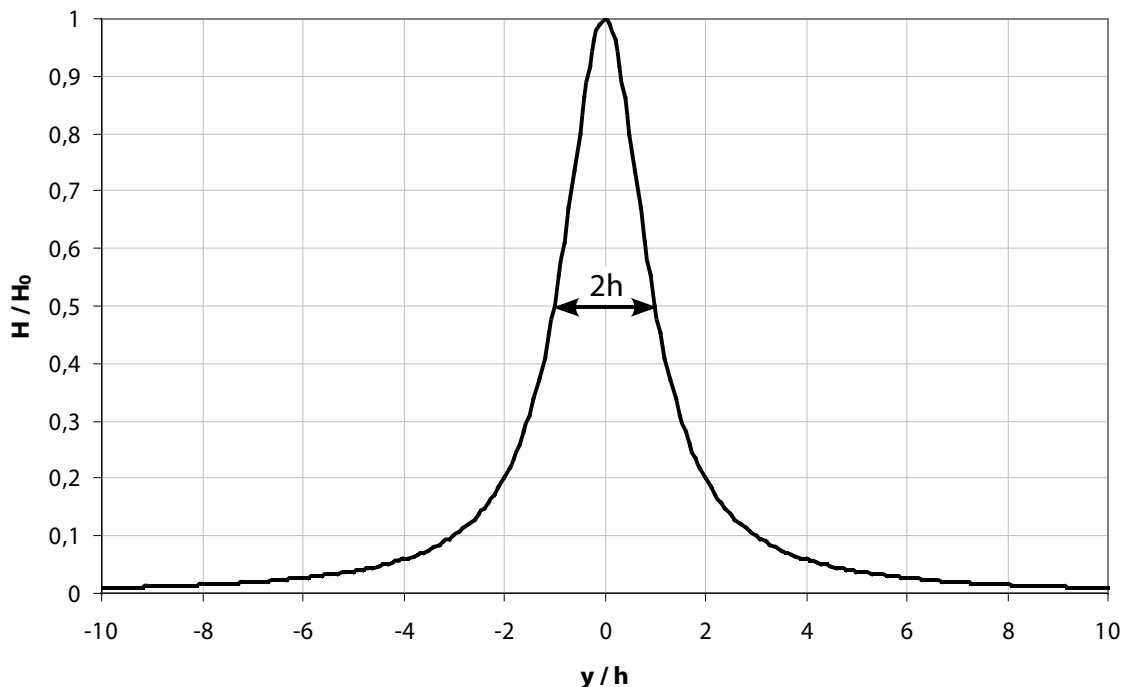


Abbildung 4.13: Proximity-Effekt: Magnetfeld (analytisch berechnet) und daraus resultierende Stromdichte an der Oberfläche eines Körpers (Anordnung gemäß Abb. 4.12)

Dadurch ist das von einem Leiter im Abstand  $h$  erzeugte Magnetfeld an der Oberfläche eines Prüfteils definiert. Wie man an Abb. 4.13 (Magnetfeld in  $y$ -Richtung aufgetragen) sieht, ist das Magnetfeld unter dem Induktor am höchsten und nimmt neben dem Induktor schnell ab. Die Halbwertsbreite dieses Verlaufs ist genau der doppelte Abstand Induktor–Prüfteil.

In der bisherigen Betrachtung ist von einem unendlich dünnen Draht als Induktor ausgegangen worden. In der Realität ist der Induktor aber immer ein endlich dicker Leiter. Beim Vergleich der Magnetfeldlinien zweier unendlich dünner Drähte im Abstand  $2h'$ , mit denen zweier endlich dicker Drähte im Abstand  $2h$  (Abb. 4.14), sieht man, dass diese übereinstimmen wenn

$$h' = \sqrt{h^2 - a^2} \quad (4.33)$$

ist. Daraus folgt für das von zwei endlich dicken Drähten erzeugte Magnetfeld an der Oberfläche des Körpers:

$$H_0(y) = \frac{I}{\pi} \frac{\sqrt{h^2 - a^2}}{h^2 - a^2 + y^2} \quad (4.34)$$

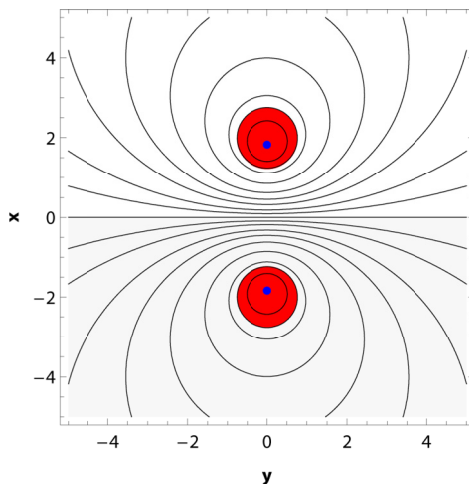


Abbildung 4.14: Magnetfeldlinien zweier unendlich dünner (blau) und zweier endlich dicker Leiter (rot)

Durch diesen Effekt der gegenseitigen Beeinflussung der Stromdichteverteilung in zwei Leitern (Proximity-Effekt) verändert sich die Stromdichteverteilung in beiden Leitern so, dass sich der Strom bei entgegengesetzter Flussrichtung annähert. Der Strom fließt also vorwiegend an der dem anderen Leiter zugewandten Seite (siehe Abb. 4.15).

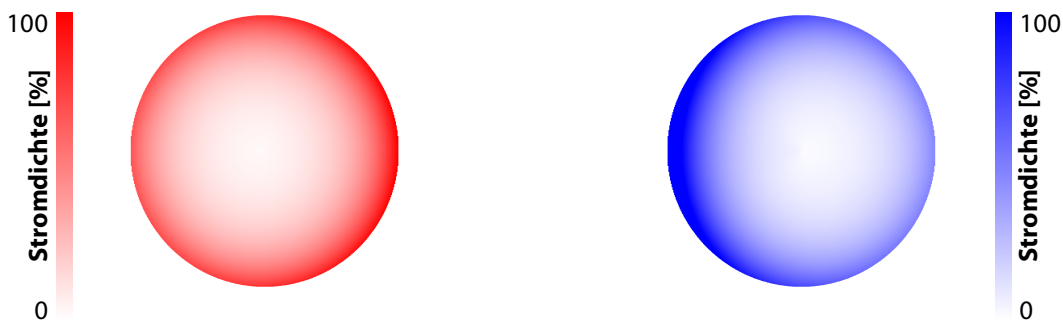


Abbildung 4.15: Proximity-Effekt in zwei gegenläufig mit Wechselstrom durchflossener Leiter (Die Dichte der Schattierung entspricht dem Absolutbetrag der Stromdichte, die Farbe der Flußrichtung)

### 4.2.4 Einfluss der endlichen Prüfteilgeometrie auf die induzierte Stromdichteverteilung

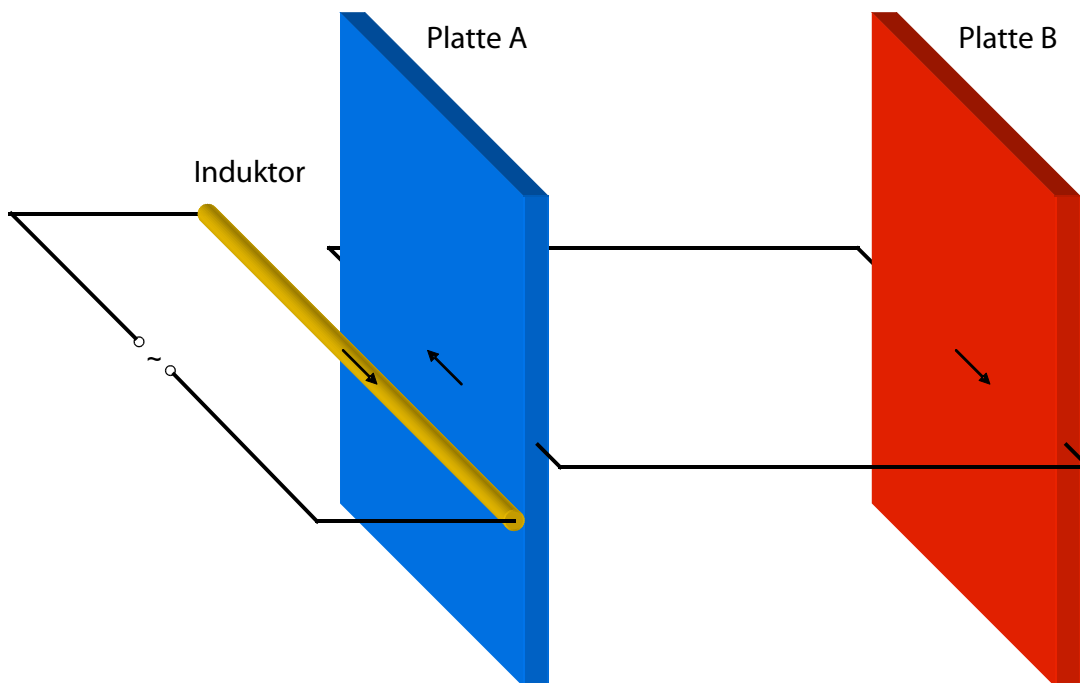


Abbildung 4.16: Der Induktor (links) induziert in der Platte A (Mitte) einen gegenläufigen Strom. Dieser Strom kann über die Verbindungen zur hinteren Platte B (rechts) fließen, die weit genug von Platte A und dem Induktor entfernt ist, damit keine Wechselwirkung dazwischen mehr stattfinden kann, womit der Stromfluss geschlossen ist.

Durch die bisherigen Betrachtungen konnte zum einen in Abschnitt 4.1 die Stromdichteverteilung bei galvanischer Kontaktierung und zum anderen die Stromdichteverteilung bei induktiver Kopplung in 4.2.1 und 4.2.2 in der Tiefe und in 4.2.3 an der Oberfläche eines Prüfteils berechnet werden. Bei den Betrachtungen für die induktiv angeregte Stromdichte-

verteilung war aber immer von einem in z-Richtung unendlich ausgedehnten Prüfteil ausgegangen worden. Dadurch war der Stromkreis in dem Prüfteil im Unendlichen geschlossen und der Strom konnte sozusagen im Unendlichen zurückfließen. In der Realität ist das aber nicht der Fall und der Strom muss in dem Prüfteil selbst zurückfließen.

In der in Abb. 4.16 dargestellten Situation, in der ein Induktor einen Strom in einer Platte A induziert, diese mit zwei Drähten mit Platte B verbunden ist (die weit genug vom Induktor und Platte A entfernt ist um gegenseitige Wechselwirkungen auszuschließen), über die der Strom zurückfließen kann, liegt ein in zur z-Richtung unendlich ausgedehnten Prüfteil ähnlicher Fall vor. Wie in diesem Fall wird in Platte A ein Strom induziert, der nicht in der Platte selbst zurückfließen muss, sondern in der Platte B fließen kann.

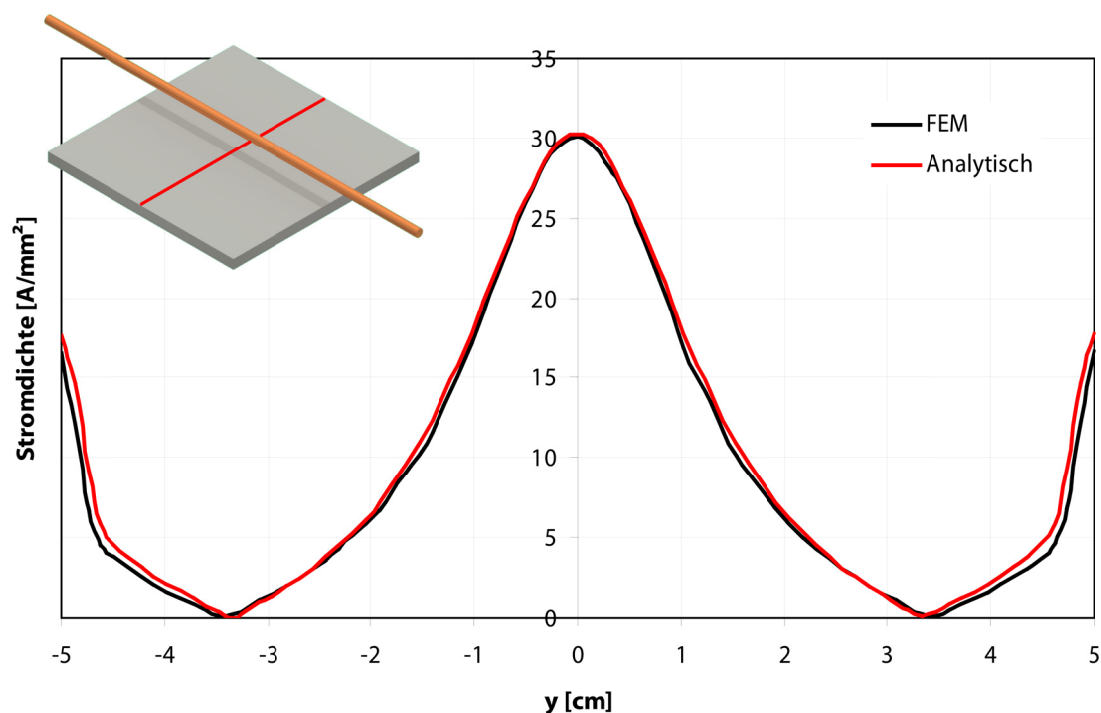


Abbildung 4.17: Vergleich der Stromdichte an der Oberfläche entlang der in der Skizze rot eingezeichneten Linie

a) FE Berechnung einer endlich großen Platte

b) analytische Berechnung: phasenrichtige Addition der Verteilung in „Platte A“ mit der in „Platte B“

Dabei ist die Stromdichteverteilung in Platte A die gleiche wie in einem in z-Richtung unendlich ausgedehnten Prüfteil. Das heißt, die Verteilung an der Oberfläche ist auf Grund des Proximity-Effektes (siehe Abb. 4.13) und die Verteilung in der Tiefe ist auf Grund des Skin-Effektes (siehe Abb. 4.9 bzw. 4.11) gegeben. Daher ist die höchste Stromdichte direkt unter dem Induktor und nimmt in die Tiefe exponentiell ab.

#### 4 Strom- und Temperaturverteilung bei induktiver und konduktiver Kopplung

Die Stromdichteverteilung in Platte B ist dagegen identisch mit der einer galvanisch kontaktierten Platte. Dabei wird die Verteilung im Plattenquerschnitt durch den Skin- und Edge-Effekt (siehe Abb. 4.5) bestimmt. Daher ist die Stromdichte in der Platte B an den Kanten am höchsten und nimmt von den Seitenflächen zur Mitte hin ab.

Da in der Realität der Strom in einer einzigen Platte fließen muss, muss hin- und rückfließender Strom in der gleichen Platte fließen. Daher ergibt sich die Stromdichteverteilung einer in z-Richtung endlich großen Platte durch phasenrichtige Addition der Stromdichteverteilungen in den Platten A und B. Abb. 4.17 zeigt den Vergleich einer Finiten Element Simulationsrechnung, bei der die Stromdichte einer endlich großen Platte berechnet wurde, mit der phasenrichtigen Addition der analytisch berechneten Stromdichteverteilung einer in z-Richtung unendlich ausgedehnten Platte („Platte A“) und einer per Finiten Element Simulation berechneten konduktiv kontaktierten Platte („Platte B“), die den Stromkreis schließt.

Durch einfache Betrachtungen von mittels FE-Simulation berechneter Stromdichteverteilungen, könnte man vermuten, dass in den vom Induktor am weitesten entfernten Kanten der Rückfluss stattfindet. Aufgrund der Überlegungen in diesem Abschnitt, die durch die gute Übereinstimmung zwischen analytischer und FE Berechnung bestätigt wurden, ergibt sich aber, dass der Rückfluss genau wie der Hinfluss in dem gesamten Prüfteil stattfindet. Nur die räumliche Verteilung ist eine andere. Der Hinfluss findet hauptsächlich unter dem Induktor statt (Proximity-Effekt – Abb. 4.13) und nimmt in der Tiefe exponentiell ab (Skin-Effekt – Abb. 4.11). Die Verteilung des Rückflusses ist durch den Skin- und Edge-Effekt gegeben (siehe Abb. 4.9 bzw. 4.11). Durch diesen Rückfluss ergibt sich, dass insbesondere auf der Vorderseite die Stromdichte etwas reduziert und in den vier Kanten verstärkt wird.

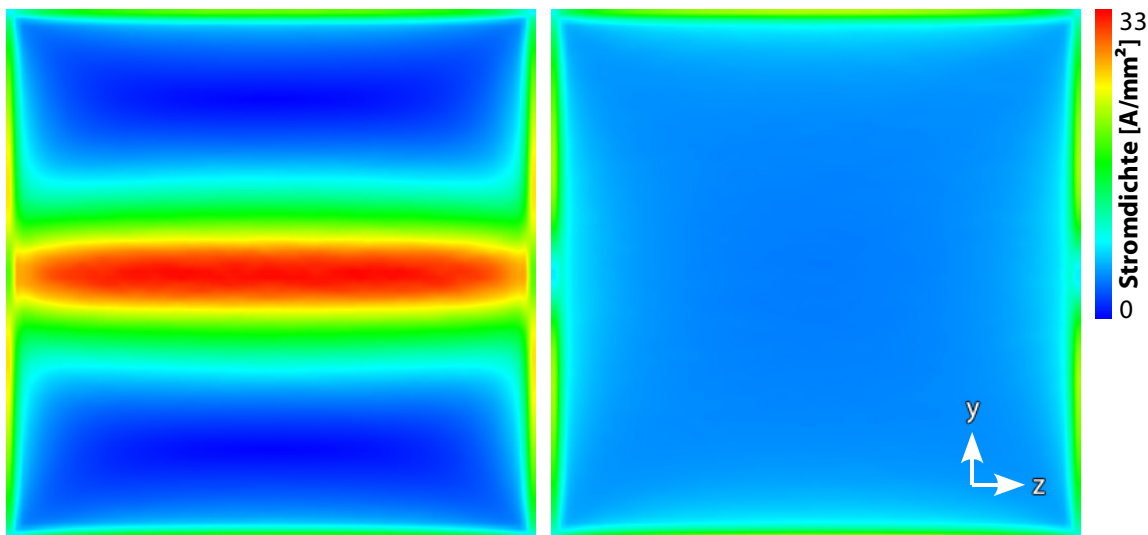


Abbildung 4.18: Simulierte Stromdichteverteilung bei induktiver Kopplung (Abstand des horizontal ausgerichteten Induktors: 10 mm) auf der Vorder- und Rückseite eines 100 mm breiten Prüfteils

Daher ergibt sich für ein breites Prüfteil, die in Abb. 4.18 gezeigte Stromdichteverteilung. Die erhöhte Stromdichte am oberen und unteren Rand der Vorder- und Rückseite des Prüf-

teils stammt hauptsächlich vom Stromrückfluss und die erhöhte Stromdichte in der Mitte der Vorderseite vom Hinfluss.

Für ein schmaleres Prüfteil ergibt sich die in Abb. 4.19 gezeigte Stromdichteverteilung, die auf der Rückseite, genauso wie in Abb. 4.18, am oberen und unteren Rand verteilt ist und auf den Stromrückfluss zurückzuführen ist. Auf der Vorderseite dagegen scheint die Stromdichte im Vergleich zu Abb. 4.18 unterschiedlich verteilt zu sein. Zum einen ist die Stromdichte direkt unter dem Induktor geringer (die Darstellungen sind alle gleich skaliert) und fällt zum Rand hin schneller ab. Zum anderen ist auch keine Stromdichteerhöhung am oberen und unteren Rand auf Grund des Stromrückflusses zu sehen.

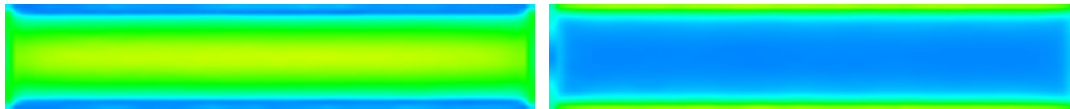


Abbildung 4.19: Simulierte Stromdichteverteilung bei induktiver Kopplung (Abstand des horizontal ausgerichteten Induktors: 10 mm) auf der Vorder- und Rückseite eines 20 mm breiten Prüfteils (Skalierung wie in Abb. 4.18)

Diese Stromdichteverteilung an der Vorderseite resultiert aber aus der gleichen Überlagerung des hin- und rückfließenden Stroms, wie die Stromdichteverteilung in Abb. 4.18, nur dass sich die Verteilung des hin- und des rückfließenden Stroms stärker überlagern. Daher wird die Stromdichte unter dem Induktor (in der Mitte), die bei breiteren Prüfteilen hauptsächlich durch den hinfließenden Strom bestimmt ist, durch den rückfließenden Strom stärker geschwächt und ist geringer wie in Abb. 4.18. Auf der anderen Seite wird aber auch die Stromdichte am Rand, die bei breiteren Prüfteilen hauptsächlich durch den rückfließenden Strom bestimmt ist, geringer.

Es resultiert also sowohl Abb. 4.18 wie auch Abb. 4.19 aus der Überlagerung des hin- und rückfließenden Stroms, nur dass sich die beiden Effekte umso mehr beeinflussen, je schmaler das Prüfteil ist.

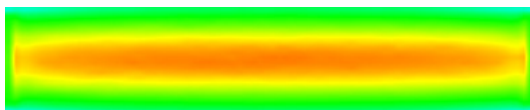


Abbildung 4.20: Simulierte Stromdichteverteilung auf der Vorderseite eines 20 mm breiten Prüfteils mit Bypass (Skalierung wie in Abb. 4.18)

Der Nachteil, der durch den Rückfluss reduzierten Stromdichte auf der Vorderseite, lässt sich leicht durch einen „Bypass“, also durch eine Leitung beheben, über die der Rückfluss fließen kann, ohne den Hinfluss zu stören. Dadurch entfällt zwar sowohl der Vorteil der Kontaktfreiheit der Induktionsthermographie als auch der Effekt, dass zusätzlich zu dem Bereich unter dem Induktor durch den Rückfluss an den Kanten ein Bereich erhöhter Stromdichte entsteht, aber die Stromdichte unter dem Induktor, also die Stromdichte an der Stelle, an der der Strom fließen soll, wird erhöht. Daher führt ein Bypass, wie Abb. 4.20 zeigt, insbesondere

bei schmalen Prüfteilen zu einer Erhöhung der Stromdichte und zu einer Verbreiterung der Stromdichteverteilung und damit auch zu einer Verbesserung der Sichtbarkeit von Defekten. Und im Gegensatz zur galvanischen Kontaktierung, bei der der Strom hauptsächlich in den Kanten fließt, ist durch die Positionierung des Induktors ein gezieltes Einbringen des Stroms möglich.

### 4.3 Heizleistungs- und Temperaturverteilung

Im Abschnitt 4.1 wurde dargestellt, wie die Stromdichte bei konduktiver Anregung und in Abschnitt 4.2, wie sie bei induktiver Anregung verteilt ist. Bei thermographischen Untersuchungen wird aber die Temperaturverteilung an der Oberfläche beobachtet. Daher interessiert, zu welcher Heizleistungsverteilung die Stromdichteverteilung führt, wie sich die daraus resultierende Erwärmung schließlich im Prüfteil ausbreitet bzw. welche Temperaturverteilung an der Oberfläche des Prüfteils zu welchem Zeitpunkt herrscht.

#### 4.3.1 Erwärmung durch Stromfluss

Durch einen Strom  $I$ , der durch ein Leiterstück mit dem Widerstand  $R$  fließt, wird folgende Leistung in Wärme umgewandelt

$$P = I^2 R. \quad (4.35)$$

Dabei berechnet sich der Strom  $I$ , aus der in einem Leiterquerschnitt der Fläche  $A$  herrschenden Stromdichte  $j$ :

$$I = jA \quad (4.36)$$

und der Widerstand eines Leiterstücks der Länge  $l$  mit dem Querschnitt  $A$  aus dem spezifischen Widerstand  $\rho$  bzw. der elektrischen Leitfähigkeit  $\sigma$ :

$$R = \rho \frac{l}{A} = \frac{1}{\sigma} \frac{l}{A}. \quad (4.37)$$

Damit hängt die Heizleistung  $P$  in einem Volumen  $V$  vom spezifischen Widerstand und dem Quadrat der Stromdichte ab:

$$P = j^2 \rho V. \quad (4.38)$$

Bei einer Zeitspanne  $\tau$ , bei der Strom durch einen Leiter fließt, ergibt sich daher folgende Wärmemenge:

$$Q(\tau) = P\tau. \quad (4.39)$$

Dabei ist die Wärmekapazität des Leiterstückes durch die spezifische Wärmekapazität  $c$  und die Masse  $m$  (die sich aus der Dichte  $\rho_D$  und dem Volumen  $V$  berechnen lässt) gegeben:

$$C = cm = c\rho_D V. \quad (4.40)$$



Damit lässt sich schließlich die Erwärmung  $\Delta T$  berechnen:

$$\Delta T(\tau) = \frac{Q(\tau)}{C} = \frac{j^2 \rho \tau}{c \rho_D}. \quad (4.41)$$

Dabei kann aber das Leiterstück auch infinitesimal klein sein und somit auch auf einen beliebigen Leiter angewendet werden, bei dem die Stromdichteverteilung inhomogen ist.

Wie man sieht hängt die Erwärmung, wie vorhin schon die Heizleistung, quadratisch von der Stromdichte und linear vom spezifischen Widerstand ab. Umso größer aber die Zeitspanne  $\tau$  ist, in der ein Strom fließt, umso mehr erwärmt sich das Prüfteil.

### 4.3.2 Wärmeleitung

Die Wärmeverteilung dieser im Allgemeinen inhomogenen Erwärmung des Prüfteils ist aber nicht stationär, sondern diffundiert an Orte geringerer Temperatur. Dieser Diffusionsprozess wird mit einer ähnlichen Gleichung [CJ59] beschrieben wie im Falle der elektromagnetischen Felder (3.9) (3.14) (3.15). Diese Differentialgleichung besteht auch aus einer Ableitung erster Ordnung nach der Zeit und einer Ableitung zweiter Ordnung im Ort (Laplace Operator  $\Delta$ ) und der Parameter  $\alpha$  ist die thermische Diffusivität des Materials:

$$\frac{\partial T}{\partial t} = \alpha \Delta T. \quad (4.42)$$

Bei periodischer Anregung lässt sich die Lösung der thermischen Diffusionsgleichung äquivalent zu den Lösungen für die Stromverteilung bei konduktiver Kopplung in Abschnitt 4.1 gewinnen. Dabei muss nur der Vorfaktor  $1/\mu_r \mu_0 \sigma$  durch den Vorfaktor  $\alpha$  ausgetauscht werden. Aus dieser Lösung ergibt sich dann auch die thermische Diffusionslänge als Äquivalent zur Skintiefe (der „elektromagnetischen Diffusionslänge“).

Um aus den Ergebnissen der Stromdichtesimulation die Wärmeverteilung in einem Prüfteil berechnen zu können, wurde eine weitere FE-Simulationsrechnung durchgeführt, die die Temperaturverteilung im Prüfteil zu verschiedenen Zeitpunkten liefert.

## 4.4 Vergleich der Simulation mit dem Experiment

Mithilfe dieser Berechnung der Temperaturverteilung kann das Ergebnis der Simulationsrechnungen mit dem Experiment verglichen werden und damit die Simulationsrechnung bestätigt werden.

Für diesen Vergleich wurde in beiden Fällen ein langgestreckter Induktor aus Kupfer mit einem rechteckigen Querschnitt von  $0,4 \times 0,4 \text{ mm}^2$  in 12 mm Abstand von dem Prüfteil verwendet. Das Prüfteil aus Edelstahl hat dabei eine Größe von  $5 \times 100 \times 100 \text{ mm}^3$  und wurde für das Experiment geschwärzt, um Emissivitätsunterschiede der Oberfläche zu unterdrücken und zugleich die Emissivität zu steigern. Des Weiteren wurde die Infrarotkamera kalibriert, um die absoluten Temperaturen vergleichen zu können.

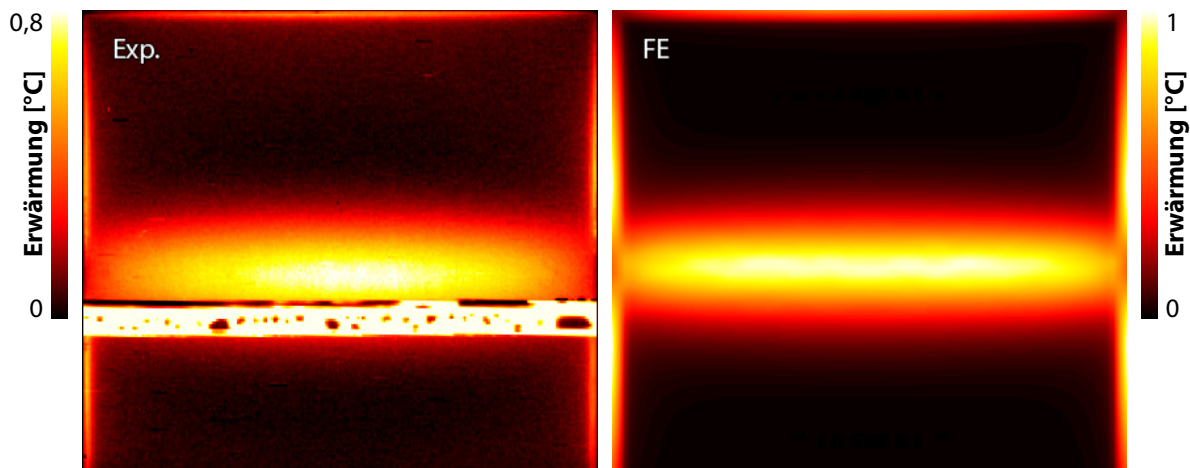


Abbildung 4.21: Bild der Erwärmung nach einem Induktionspuls von 100 ms gegenüber der Temperatur des Prüfteils vor der Untersuchung (Probengröße:  $5 \times 100 \times 100 \text{ mm}^3$ )

- a) Experiment (Schräg von oben aufgenommen, um auch den Bereich unter dem Induktor sichtbar zu machen und anschließend entzerrt; der Induktor ist im Bild als granularer Bereich, auf Grund des durch die Wasserkühlung verursachten Kondenswassers, etwas unterhalb der Zone mit der höchsten Temperatur zu sehen)
- b) FE-Rechnung

Dabei wurde beim Experiment ein Wechselstrom mit etwa 360 kHz bei einer Stromstärke von etwa 280-490 A durch den Induktor geleitet. Diese Schwankung in der Frequenz und vor allem in der Stromstärke wird von der Regeltechnik des Induktionsgenerators hervorgerufen. Da der gesamte Regelprozess in einer FE-Rechnung nur mit großem Aufwand nachzubilden ist, wurde hier mit einer Frequenz von 360 kHz und einer Stromstärke von 400 A gerechnet, wodurch der absolute Betrag der Temperaturverteilung nicht ganz übereinstimmt (siehe Abb. 4.22).

Wie man aber an den Bildern in Abb. 4.21 und an den Graphen in Abb. 4.22 sieht, stimmen die Ergebnisse aus Experiment und Simulation gut überein. Der Bereich zwischen 0,6 und 1,3 cm wird, wie in Abb. 4.21 zu sehen ist, vom Induktor verdeckt (Unterbrechung der grünen Linie) und der Bereich jenseits von 3,7 cm wird durch den Außenkreis des Induktionsgenerators verdeckt. Daher ist in diesen Bereichen eine Lücke in den experimentellen Daten in Abb. 4.22.

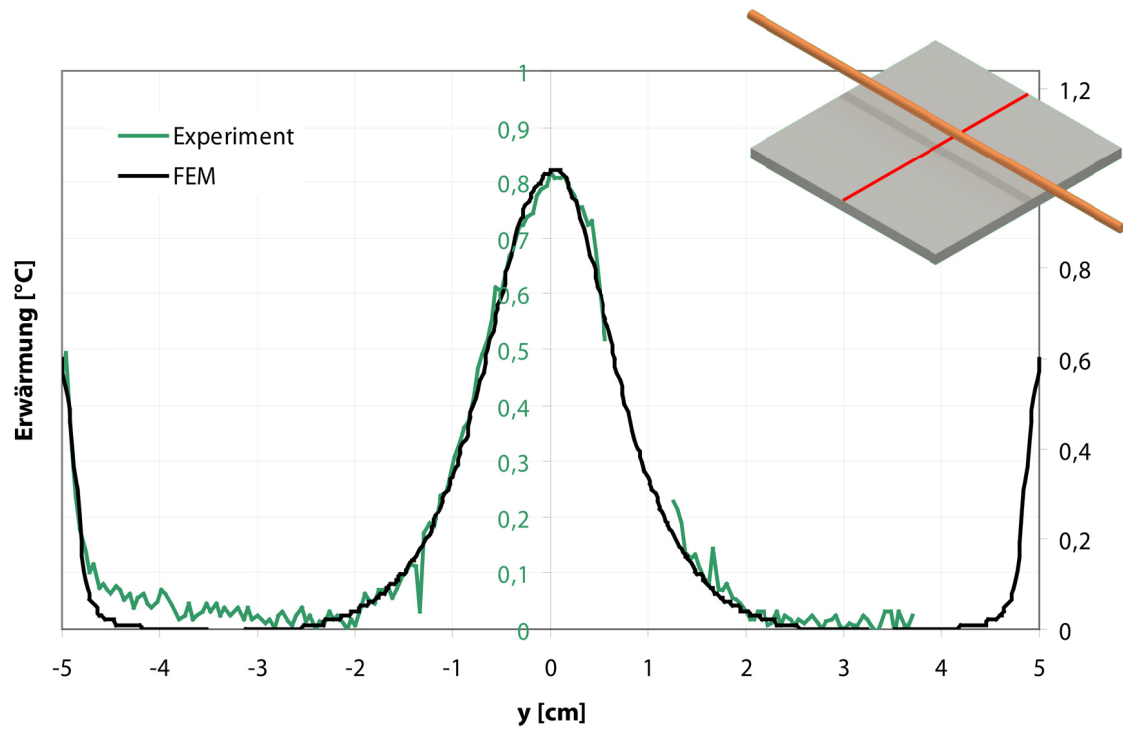


Abbildung 4.22: Vergleich der experimentellen mit mittels FE-Simulation berechneten Erwärmung entlang der in der Skizze eingezeichneten roten Linie



# 5 Abhängigkeit der Stromdichteverteilung von anwendungsspezifischen Parametern

Für thermographische Untersuchungen mit elektromagnetischer Anregung wird über induktive oder konduktive Kopplung ein Stromfluss in dem zu untersuchenden Objekt erzeugt. Nachdem im vorangegangenen Kapitel geklärt wurde, wie sich die Stromdichteverteilung in einem einfachen Objekt berechnen lässt, bleibt die entscheidende Frage, wie diese Verteilung – bzw. die Wirkleistung – von äußeren Parametern abhängt. Durch dieses Wissen lassen sich in Experimenten oder in Prüfsituationen schließlich Rückschlüsse auf die Stromdichteverteilung, die Temperaturverteilung und damit auf die Detektierbarkeit ziehen.

Dabei hängt die Stromdichteverteilung bei galvanischer Kontaktierung nur von der Geometrie und der Kontaktierung des Prüfteils ab, da sich die Stromdichteverteilung bei hinreichend großem Abstand von der Kontaktierungsstelle (der umso kleiner ist je größer die Frequenz ist) so ergibt, wie es Abschnitt 4.1 gezeigt hat. Bei induktiver Anregung dagegen muss neben der Abhängigkeit von der Geometrie genauer auf die Kopplung per Induktion eingegangen werden. Der Wirkungsgrad bei induktiver Anregung ist zwar prinzipbedingt kleiner, als der bei konduktiver (galvanischer) Anregung (der bis auf kleine Verluste an den Kontaktstellen nahezu optimal ist) und zudem material-, geometrie- und lageabhängig. Dafür ist aber die induktive Kopplung berührungsfrei und damit experimentell auch einfacher zu verwirklichen.

Daher wird im Folgenden zuerst auf die Abhängigkeiten bei der induktiven Anregung eingegangen, d. h. auf die Wirkleistung und den Wirkungsgrad und anschließend auf die Abhängigkeit von der Induktorposition. Nachdem diese Zusammenhänge geklärt wurden, stellt sich die Frage nach der Geometrieabhängigkeit. Diese wird zwar für den Fall der induktiven Anregung diskutiert, die Ergebnisse können aber auch für die konduktive Anregung übernommen werden.

## 5.1 Induktive Kopplung

Bei induktiver Anregung kommt es hauptsächlich darauf an, wie viel Strom bzw. welche Leistung überhaupt induziert wird, bzw. wie man die induzierte Leistung erhöhen kann, um eine höhere Stromdichte und damit auch ein besseres Fehlersignal zu bekommen. Für eine einfache Abschätzung reicht es dabei, die Stromdichteverteilung eines in z-Richtung unendlich ausgedehnten, elektrisch dicken Prüfteils anzunehmen (siehe 4.2.2 und 4.2.3). Der Induktor mit Radius  $a$  hat dabei den Abstand  $h$  von der Oberfläche des  $2b$  breiten und  $d$  dicken Prüfteils.

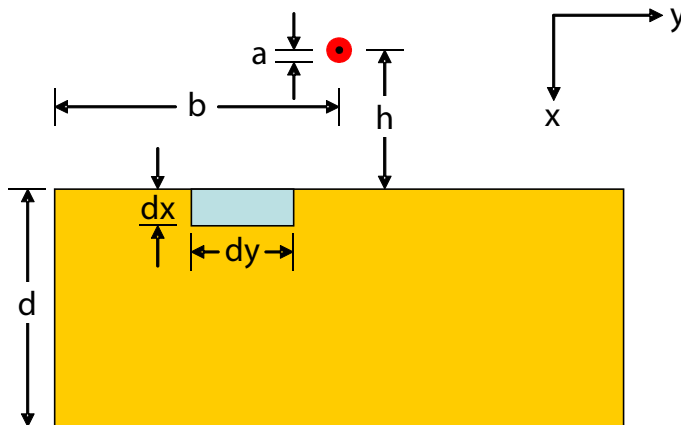


Abbildung 5.1: Modell zur Berechnung des induzierten Stroms, der induzierten Leistung und des Wirkungsgrades

### 5.1.1 Induzierter Strom

Die induzierte Stromdichte ist durch (4.29) gegeben. Durch die Integration der Stromdichte über die Querschnittsfläche des Prüfteils ergibt sich die insgesamt induzierte Stromstärke. Nachdem nur das Magnetfeld an der Oberfläche ( $H_0$ ) von der y-Richtung abhängt, der Rest nur von der x-Richtung, und damit die Integration in x und y-Richtung separiert werden kann, kann problemlos in x-Richtung integriert werden:

$$I_{ind}(b, t) = \text{Re} \left( \int_{-b}^b \int_0^d j_z(x, y, t) dx dy \right) = \text{Re} \left( \int_{-b}^b H_0(y) dy e^{i\omega t} \right). \quad (5.1)$$

Durch die durch (4.34) gegebene Verteilung des Magnetfeldes kann auch in y-Richtung integriert werden mit folgendem Ergebnis:

$$I_{ind}(b, t) = \frac{2I(t)}{\pi} \arctan \left( \frac{b}{h} \right). \quad (5.2)$$

Im Falle eines unendlich breiten Leiters ergibt sich, dass der in dem Prüfteil induzierte Strom gleich dem im Induktor fließenden Strom ist.

$$\lim_{b \rightarrow \infty} I_{ind}(b, t) = I(t) \quad (5.3)$$

Dies ist für einen elektrisch dicken Leiter auch leicht nachzuvollziehen, da das gesamte Magnetfeld auf den unendlich ausgedehnten Leiter wirkt.

### 5.1.2 Induzierte Leistung

Der Widerstand des in y-Richtung infinitesimal kleinen Leiterstücks der Länge  $l$ , mit der elektrischen Leitfähigkeit  $\sigma$ , dessen Querschnittsfläche in Abb. 5.1 grau eingezeichnet ist, ergibt sich zu

$$dR = \frac{l}{\sigma dx dy}. \quad (5.4)$$

Damit ergibt sich die in diesem infinitesimal kleinen Element induzierte Leistung:

$$dP_P(x, y, t) = \frac{j_z(x, y, t)^2 l dx dy}{\sigma} \quad (5.5)$$

Die insgesamt induzierte Leistung lässt sich wieder durch Integration über die Querschnittsfläche ermitteln

$$P_P(b) = \int_{-b}^b \int_0^d dP_P(x, y, t) dx = \int_{-b}^b \frac{H_0(y)^2 l dy}{2\sigma s} \quad (5.6)$$

$$P_P(b, t) = I(t)^2 \frac{l}{2\pi^2 \sigma s h} \left( \frac{bh}{b^2 + h^2} + \arctan\left(\frac{b}{h}\right) \right) \quad (5.7)$$

und im Falle eines unendlich breiten Leiters ergibt sich schließlich:

$$\lim_{b \rightarrow \infty} P_P(b, t) = I(t)^2 \frac{l}{4\pi \sigma s h} \quad (5.8)$$

Um das Verfahren der induktionsthermographischen Prüfung zu optimieren, sollte die induzierte Leistung möglichst hoch sein. Daher ist, durch die quadratische Abhängigkeit vom Strom, der durch den Induktor fließt, dieser der wichtigste Faktor. Es sollte also der Induktionsgenerator so gewählt bzw. konfiguriert werden, dass der Strom maximal ist. Des Weiteren lässt sich die Leistung durch einen kleineren Abstand zwischen Induktor und Prüfteil steigern. Dieser führt aber zu einem schmaleren Bereich unter dem Induktor, in dem eine ausreichend hohe Stromdichte induziert wird, um Defekte problemlos nachweisen zu können. Es muss also ein Kompromiss zwischen maximaler Leistung und der Größe des Bereichs gefunden werden, in dem Fehler detektiert werden können. Wie aber Abschnitt 4.2.4 gezeigt hat, wird dieser Bereich für schmale Prüfteile sowieso durch den rückfließenden Strom eingengt. Daher kann, um die Wirkleistung zu steigern, in diesem Fall auch ein kleinerer Abstand gewählt werden. Die dritte Größe, die vom Prüfer beeinflusst werden kann, um die Wirkleistung zu maximieren, ist die Frequenz (die Leistung nimmt durch die Abhängigkeit von der Skintiefe mit der Wurzel aus der Frequenz zu). Es ist also eine möglichst hohe Frequenz für die Induktion optimal. Da dadurch aber auch die Skintiefe kleiner wird, muss auch in diesem Fall eventuell ein Kompromiss eingegangen werden.

Neben diesen vom Prüfer bzw. von den Geräten vorgegebenen Größen hängt die Wirkleistung von einigen Parametern ab, mit denen man abschätzen kann, wie gut das Verfahren zur induktionsthermographischen Prüfung von bestimmten Objekten geeignet ist.

Daher ist es nach (5.8) für Prüfteile mit einer schlechten elektrischen Leitfähigkeit  $\sigma_P$  gut geeignet (z. B. Stahl  $\sigma \approx 1,5 \cdot 10^6$  S/m). Elektrisch dünne Prüfteile dagegen durchdringt das Magnetfeld, wie schon in Abschnitt 4.2.3 dargestellt worden ist. Dadurch nimmt die Wirkleistung bei sehr dünnen Prüfteilen und bei Prüfteilen, deren Leitfähigkeit zu niedrig ist, ab. Des Weiteren sind breite Prüfteile und Prüfteile aus Materialien mit einer möglichst hohen Permeabilität (ferromagnetische Materialien) gut geeignet.

### 5.1.3 Wirkungsgrad

Der letzte Abschnitt hat gezeigt, wie die Wirkleistung maximiert werden kann bzw. wie das Verfahren für verschiedene Prüfteile geeignet ist (aufgrund der Prüfteilabhängigkeit der

Wirkleistung). Da aber bei der induktiven Energieübertragung auch Leistung im Induktor (Verlustleistung) umgesetzt wird, für die eine Kühlung vorzusehen ist (z. B. durch einen Wasser durchflossenen Induktor) und zum anderen nicht für die Erwärmung des Prüfteils (Nutzleistung) zu Verfügung steht, sollte diese möglichst gering bzw. der Wirkungsgrad möglichst gut sein.

Die im Induktor in Wärme umgesetzte Leistung ergibt sich nach [BHB47] zu:

$$P_I = I(t)^2 \frac{l}{2\pi a s_I \sigma_I}. \quad (5.9)$$

Zusammen mit (5.7) ist daher das Verhältnis von Nutz- zu Verlustleistung:

$$\frac{P_P}{P_I} = \frac{a}{\pi h} \sqrt{\frac{\mu_P \sigma_I}{\mu_I \sigma_P}} \left( \frac{bh}{b^2 + h^2} + \arctan\left(\frac{b}{h}\right) \right) \quad (5.10)$$

und im Falle eines unendlich breiten Leiters als Prüfteil:

$$\lim_{b \rightarrow \infty} \frac{P_P}{P_I} = \frac{a}{2h} \sqrt{\frac{\mu_P \sigma_I}{\mu_I \sigma_P}} \approx \frac{a}{2h} \sqrt{\frac{\mu_P \sigma_I}{\sigma_P}}. \quad (5.11)$$

Der Wirkungsgrad lässt sich schließlich zu

$$\eta = \frac{P_P}{P_P + P_I} = \frac{1}{1 + \frac{\pi h}{a} \sqrt{\frac{\mu_I \sigma_P}{\mu_P \sigma_I}} \frac{1}{(bh/(b^2+h^2) + \arctan(b/h))}} \approx \frac{1}{1 + \frac{2h}{a} \sqrt{\frac{\sigma_P}{\mu_P \sigma_I}}} \quad (5.12)$$

berechnen.

Daher sollte, um eine minimale Verlustleistung bzw. einen optimalen Wirkungsgrad zu erreichen, die Leitfähigkeit des Induktors  $\sigma_I$  möglichst gut und die relative Permeabilität  $\mu_I$  möglichst gleich eins sein. Aus diesem Grunde sind Silber oder Kupfer (beide  $\square \approx 60 \cdot 10^6 \text{ S/m}$ ) gute Materialien für Induktoren.

Die Verlustleistung im Induktor lässt sich außerdem durch einen größeren Durchmesser reduzieren. Dies hat aber genauso wie ein kleinerer Abstand des Induktors zum Prüfteil einen Nachteil. Ein größerer Radius schränkt die Sicht auf das Prüfteil und insbesondere auf den Teil mit der höchsten Stromdichte (Proximity-Effekt) ein und ein kleinerer Abstand Induktor–Prüfteil führt zu einem sehr schmalen Bereich unter dem Induktor, in dem eine ausreichend hohe Stromdichte induziert wird. Daher muss für beide Größen eine an das Problem angepasste Lösung gefunden werden. Im Experiment und in Simulationen hat sich dabei ein Induktor mit einem Radius von etwa 2 mm und ein Abstand von etwa 2 bis 10 mm als ein guter Kompromiss herausgestellt, wie der folgende Abschnitt zeigen wird. Für diese Werte zeigt Tabelle 5.1 die Wirkungsgrade für verschiedene Materialien. Dabei fällt, neben der Abnahme mit steigendem Abstand auf, dass der Wirkungsgrad von ferromagnetischen Materialien deutlich besser ist, als bei nicht ferromagnetischen Materialien und dass Materialien mit einer hohen elektrischen Leitfähigkeit einen schlechteren Wirkungsgrad haben. Von der Probengröße  $b$  hängen dabei die Wirkungsgrade erst bei schmalen Prüfteilen ab (ab etwa  $b = 10, 15$ , bzw. 35 mm für die Abstände 5, 20 bzw. 20 mm). Es sollte also bei schmalen Prüfteilen eine eher kleinerer Abstand gewählt werden und es sollte insbesondere bei



gekrümmten Prüfteilen ein an die Geometrie angepasster Induktor verwendet werden damit die Abstände nicht zu klein oder zu groß werden.

Abstand $h$		5 mm	10 mm	20 mm
Nicht ferromagnetisch	Inconel	63 %	46 %	30 %
	Edelstahl	56 %	39 %	24 %
	Aluminium	20 %	11 %	6 %
	Kupfer	16 %	9 %	5 %
Ferromagnetisch	Stahl	94 %	89 %	79 %
	Eisen	87 %	77 %	63 %

*Tabelle 5.1: Wirkungsgrade (ungefähre Werte) für verschiedene Materialien und Abstände vom Induktor zum Prüfteil; dabei sind die Wirkungsgrade bis zur einer Probengröße  $b$  von etwa 10, 15, bzw. 35 mm (für die Abstände 5, 20 bzw. 20 mm) nicht von der Probengröße abhängig*

Wie der letzte Abschnitt gezeigt hat, hängt die in dem Prüfteil induzierte Leistung (5.7) von der Frequenz ab. Da aber nicht nur die Wirkleistung sondern auch die Verlustleistung mit der Frequenz wächst, ist der Wirkungsgrad davon unabhängig.

#### 5.1.4 Variation des Abstandes Induktor–Prüfteil

Wie in Abschnitt 5.1.2 gezeigt wurde, nimmt die Wirkleistung mit größer werdendem Abstand Induktor–Prüfteil ab. Um diese Abhängigkeit genauer untersuchen zu können, wurden mehrere Simulationsrechnungen durchgeführt und dabei der Abstand Induktor–Prüfteil verändert und schließlich die Daten entlang der Mittellinie in Abb. 5.2 aufgetragen. An diesen Graphen ist zu sehen, dass die Stromdichte direkt unter dem Induktor am höchsten ist und daneben abnimmt (Proximity-Effekt), wie es auch schon (4.32) gezeigt hat. Dabei ist die Verteilung bei kleineren Abständen schmaler, was auch schon an der Halbwertsbreite in Abschnitt 4.2.3 zu sehen war. Um aber ein Signal thermisch detektieren zu können, ist nicht die Halbwertsbreite, sondern eine minimale Stromstärke entscheidend, da die Erwärmung über dem Eigenrauschen der Infrarotkamera (deren NETD – Noise Equivalent Temperature Difference – etwa bei 20 mK liegt) liegen muss. Daher sollte die Erwärmung, um sowohl falsch negative als auch falsch positive Anzeigen mit drei Standardabweichungen ausschließen zu können, mindestens um 120 mK höher sein.

Zur Detektion von Defekten muss sich also die durch den Defekt verursachte Erhöhung bzw. Veränderung der Stromdichte so auswirken, dass sich das Temperaturbild des Schadens um mindestens 120 mK, von der Temperatur des ungeschädigten Materials unterscheidet. Die Stärke der Stromdichteveränderung hängt aber von der Stromdichte und von der Art des Defektes bzw. von der Geometrie des Defektes ab (der Nachweis von Defekten wird in Kapitel 6 betrachtet). Daher lässt sich nur für die jeweilige Prüfsituation (Hochstromgenerator, Heizzeit, Prüfteilmaterial, Prüfteilgeometrie, minimal nachzuweisende Risslänge) eine minimale Stromdichte festlegen, die einen sicheren Nachweis von Defekten garantiert. Um

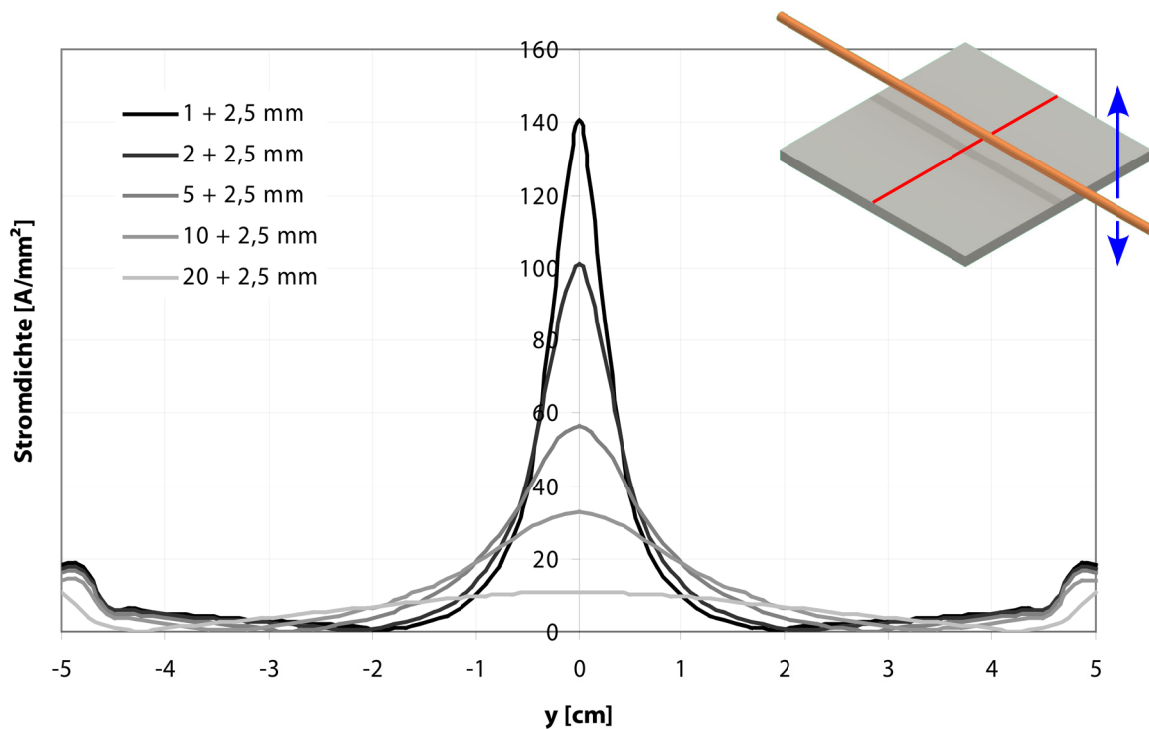


Abbildung 5.2: Stromdichteverteilung (simuliert) an der Oberseite des Prüfteils für verschiedene Abstände zum Induktor bei einem Induktorradius von 2,5 mm (entlang der in der Skizze eingezeichneten roten Linie)

aber für die folgenden Überlegungen einen Anhaltswert zu haben, wird die minimale Stromdichte auf 10 A/mm<sup>2</sup> abgeschätzt. Dieser führt bei einer Heizzeit von 100 ms und einem Prüfteil aus Inconel nach (4.41) und unter Berücksichtigung der Abkühlung durch die Wärmeleitung zu einer Erwärmung des ungeschädigten Material, von etwa 900 mK.

Bei dieser Stromdichte ist bei einem Abstand von 3,5 mm (2,5 mm Induktorradius) der Streifen, in dem die Stromdichte hoch genug ist nur etwa 2 cm breit, bei 12,5 mm dagegen 4 cm. Bei 22,5 mm Abstand ist dagegen das Maximum der Stromdichte nur bei etwa 10 A/mm<sup>2</sup>. Daher ist bei diesem Abstand die Nachweiswahrscheinlichkeit für Fehler gering. Da aber der Induktor (Durchmesser: 0,5 cm) die Sicht auf das Prüfteil zusätzlich noch einschränkt, ist der Bereich bei 3,5 mm Abstand nur etwa 1,5 cm und bei 12,5 mm nur etwa 3,5 cm breit.

Die durch den Stromrückfluss hervorgerufene Stromdichteüberhöhung an den Kanten ist dabei für Abstände kleiner als 22,5 mm immer geringer, als die Stromdichteüberhöhung unter dem Induktor (bei 3,5 mm Abstand kleiner als 15 %). Bei einem Abstand von 22,5 mm ist dagegen die Stromdichte am Rand etwa gleich hoch, wie direkt unter dem Induktor. Da die Stromdichte am Rand aber auch über den vorher angenommenen 10 A/mm<sup>2</sup> liegt, können auch in diesem Bereich Fehler detektiert werden. Natürlich gelten diese Werte nicht allgemein für alle Prüfteilmaterialien, da der Edge-Effekt auch von der Skintiefe abhängt, aber sie geben einen Anhaltspunkt für die Verhältnisse.

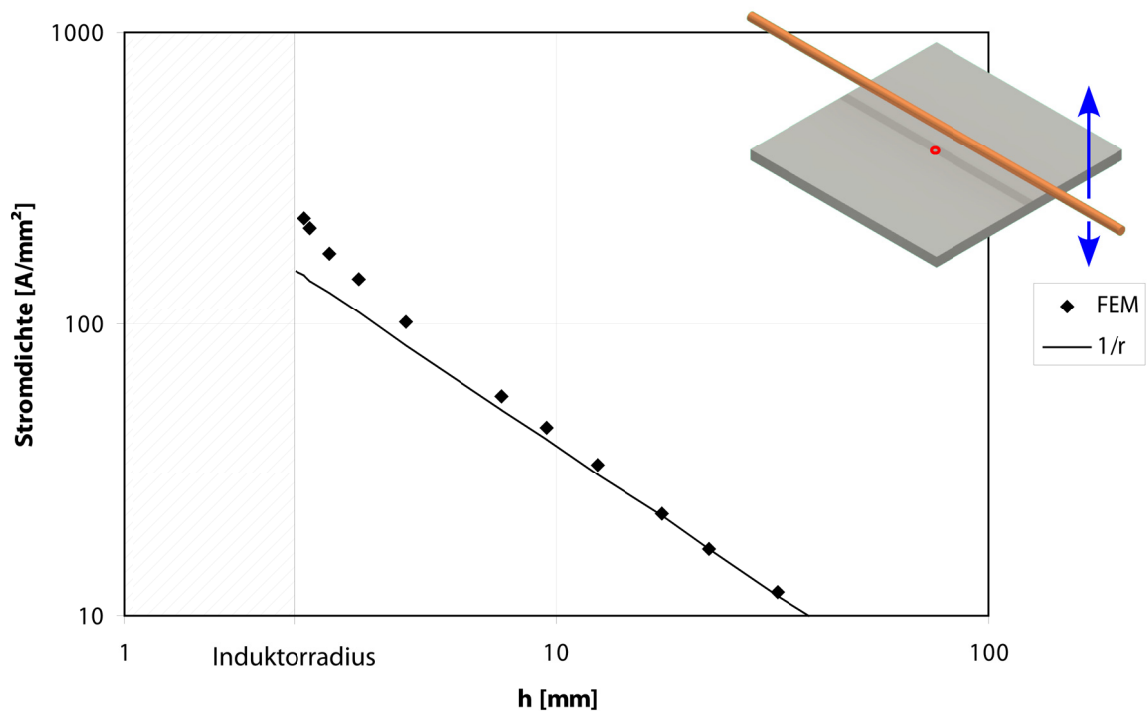


Abbildung 5.3: Abweichung von der  $1/r$  Abhängigkeit auf Grund des Proximity-Effektes (an dem in der Skizze eingezeichneten roten Kreis)

Ein Abstand von ca. 4,5–12,5 mm (inklusive Induktorradius) ist, wie die Erfahrung zeigt, bei den gegebenen Umständen (Induktionsgenerator, Induktorgeometrie, Prüfteilmaterial, ...) optimal für induktionsthermographische Untersuchungen. Dabei ist zum einen der Einflussbereich des Induktors groß genug, zum anderen ist bei diesen Abständen auch noch die Sichtbarkeit auf das Objekt gegeben und außerdem ist es dadurch auch noch gut möglich, den Induktor, ohne Schwierigkeiten zu positionieren (auch auf Grund einer evtl. Krümmung des Testobjektes).

Wie dieser Abschnitt bisher gezeigt hat, ist die Stromdichte direkt unter dem Induktor am höchsten und nimmt daneben ab (bis auf den Stromrückfluss in den Kanten). Außerdem hat sich gezeigt, dass die Stromdichte unter dem Induktor mit dem Abstand sinkt. Um diesen Zusammenhang besser untersuchen zu können, wurde in Abb. 5.3 die Abnahme der Stromdichte mit dem Abstand an der Stelle der höchsten Stromdichte (also direkt unter dem Induktor) aufgetragen. Allgemein würde man für die Abnahme des Magnetfeldes, also auch für die Abnahme der Stromdichte eine  $1/r$ -Abhängigkeit erwarten. Da sich aber der Strom im Induktor und der Strom in der Platte für umso kleinere Abstände umso mehr gegenseitig beeinflussen (Proximity-Effekt), ist die Stromstärke für kleine Abstände höher, als es die  $1/r$ -Abhängigkeit vorhersagt.

### 5.1.5 Abhängigkeit der Stromdichteverteilung von der Induktorposition

Wie der letzte Abschnitt gezeigt hat, können bei einer Positionierung des Induktors in der Mitte des Prüfteils nur Fehler in der Mitte und eventuell am Rand detektiert werden. Da Fehler aber in der Realität über das gesamte Bauteil verteilt und nicht nur in diesen Bereichen liegen können ist es nötig, diese Einschränkung überwinden zu können. Daher wird in diesem Abschnitt untersucht, ob dies durch eine andere Induktorposition möglich ist.

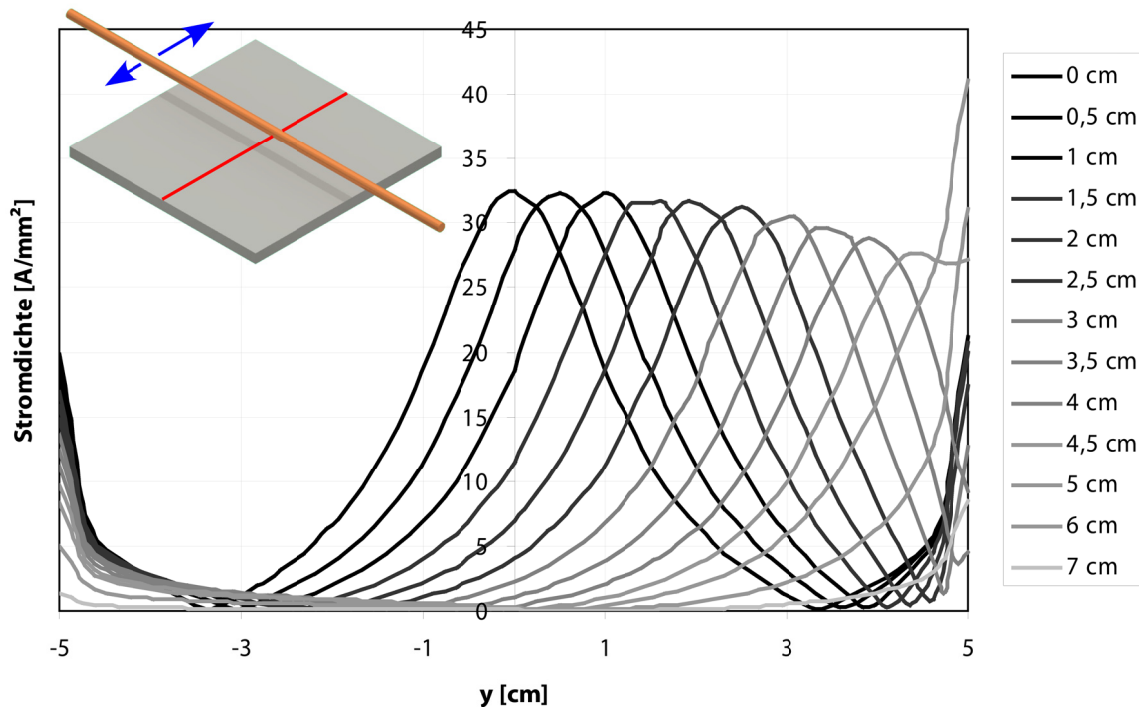


Abbildung 5.4: Abhängigkeit der Stromdichteverteilung von der Induktorposition (per Simulation entlang der in der Skizze eingezeichneten roten Linie; Abstand Induktor–Prüfteil: 10 mm)

Wie Abb. 5.4 zeigt, wird durch das Verschieben des Induktors das Maximum der Verteilung mitverschoben. Das Maximum der Verteilung nimmt dabei zuerst leicht ab (da insgesamt weniger induziert wird, was auch am abnehmenden Stromrückfluss zu sehen ist), wobei die Form gleich bleibt und steigt ab einer Induktorposition, die sich direkt über dem Rand des Prüfteils befindet stark an. Dies folgt aus der Überlagerung mit dem Stromrückfluss. Bei einer noch weiter außen liegenden Position nimmt das Maximum der Verteilung wieder ab (da insgesamt immer weniger induziert wird).

Durch die Unabhängigkeit der Stromdichteverteilung von der Position des Induktors wird der in Abschnitt 5.1.4 aufgeführte Nachteil der Induktionsthermographie (der höchsten Stromdichte unter dem Induktor) relativiert, da mehrere über das Prüfteil verteilte Untersuchungen gemacht werden können, die schließlich zusammen ein komplettes Bild über alle Fehler des Prüfteils liefern.

## 5.2 Abhängigkeit der Stromdichteverteilung von der Prüfteilgeometrie

Neben der induktiven bzw. konduktiven Kopplung hängt die Stromdichteverteilung von der Geometrie des Prüfteils ab. Dies ist zum einen die Breite und die Länge und zum anderen die Dicke.

In Abschnitt 4.2.4 hat sich gezeigt, dass bei induktiver Anregung in einem schmalen Prüfteil, die für die Fehlerdetektion nutzbare Stromdichte durch den Stromrückfluss stärker reduziert wird. Zudem hat Abschnitt 5.1.2 gezeigt, dass die induzierte Leistung bei schmalen Prüfteilen abnimmt. Bei konduktiver Anregung dagegen fließt unabhängig von der Prüfteilgeometrie immer der gleiche Strom durch das Prüfteil. Dadurch wird bei Konduktion die Stromdichte bei schmalen Prüfteilen sogar höher und nach Abschnitt 4.1.2 sogar homogener, da der Abfall zwischen den Kanten geringer wird.

Von der Länge des Prüfteils hängt dagegen die Stromdichte, sowohl bei induktiver als auch bei konduktiver Anregung, nicht ab. Erst bei kurzen Prüfteilen ändert sich die Stromdichteverteilung. Dies resultiert bei induktiver Kopplung in einer geringeren Stromdichte, aufgrund des stärkeren Einflusses des Stromrückflusses, und bei galvanischer Kontaktierung in einer veränderten Stromdichteverteilung, auf Grund des nicht hinreichend großen Abstandes von den Kontaktstellen.

### 5.2.1 Abhängigkeit der Stromdichteverteilung von der Prüfteildicke

Interessanter ist dagegen die Abhängigkeit von der Dicke. Wie Abschnitt 4.1.2 gezeigt hat, ist bei konduktiver Anregung die Verteilung in der Tiefe symmetrisch und die Stromdichte fällt daher von beiden Seiten auf Grund des Skin-Effektes ab. Die Verteilung hängt also von dem Verhältnis Dicke zu Skintiefe (relative Dicke) ab und die von der Vorder- und Rückseite ausgehenden Verteilungen addieren sich dabei (mit einem stromstärke-, frequenz- und geometrieabhängigen Faktor  $A$ ):

$$j(x) = Ae^{-x/s} + Ae^{(x-d)/s}. \quad (5.13)$$

Bei induktiver Anregung hängt die Stromdichteverteilung bei verschiedenen Prüfteildicken, wie bei der konduktiven Anregung, von der relativen Dicke ab (wie es bereits die Abschnitte 4.2 und 5.1.2 gezeigt haben). Um aber die Abhängigkeit der Stromdichteverteilung von der Prüfteildicke genauer untersuchen zu können, wurden mehrere FE-Simulationen durchgeführt. Diese Simulationsergebnisse wurden zum einen entlang der x-Richtung ausgewertet (also in der Tiefe), um untersuchen zu können, wie die Stromdichte – insbesondere für dünne Prüfteile – in der Tiefe verteilt ist, zum anderen wurden sie an den Oberflächen (vorne und hinten) genauer untersucht.

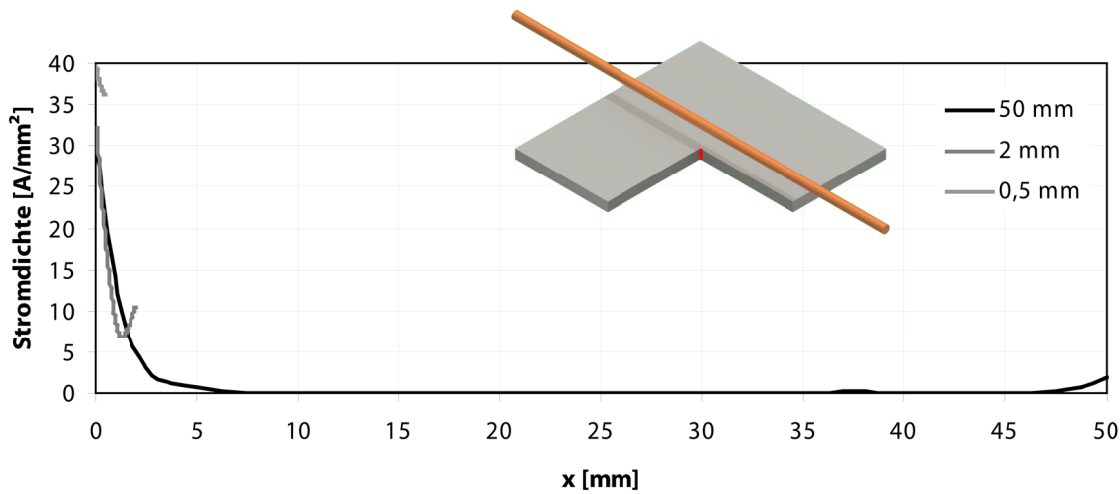


Abbildung 5.5: Vergleich der Stromdichteverteilungen in der Tiefe bei 0,5, 2 und 50 mm (entlang der in der Skizze eingezeichneten roten Linie)

Beim Vergleich der Stromdichteverteilungen entlang der x-Achse bei drei verschiedenen dicken, exemplarisch herausgegriffenen Prüfteilen fällt in Abb. 5.5 der unterschiedliche Verlauf auf.

Bei dem 50 mm (ca. 56 Skintiefen bei ca. 0,9 mm Skintiefe) dicken Prüfteil fällt die Stromdichte von der Vorderseite exponentiell ab und steigt an der Rückseite exponentiell an. Dazwischen ist die Stromdichte über einen weiten Bereich sehr gering.

Bei dem 2 mm dicken Prüfteil dagegen ist der Abfall von der Vorderseite und von der Rückseite deutlich schneller und die minimale Stromdichte erhöht. Zudem ist auch die Stromdichte auf der Rückseite erhöht.

Bei dem 0,5 mm dicken Prüfteil ist nur noch der Abfall von der Vorderseite zu sehen. Zudem ist die Stromdichte an der Vorderseite und an der Rückseite im Vergleich mit den ersten beiden Beispielen erhöht.

Die Stromdichteverteilung bei der Prüfteildicke von 50 mm ergibt sich offensichtlich so, wie schon in Abschnitt 4.2.4 diskutiert wurde, aus der Addition des hin- und rückfließenden Stroms. An der Rückseite sieht man den durch den Skin-Effekt hervorgerufenen Abfall des rückfließenden Stroms. An der Vorderseite dagegen sieht man die durch phasenrichtige Addition des hin- und rückfließenden Stroms verursachte Stromdichteverteilung.

Die insgesamt Stromdichte ergibt sich daher, wie bei der galvanischen (konduktiven) Kontaktierung, durch die Addition der von der Vorder- und der von der Rückseite ausgehenden Stromdichteverteilung, nur dass hier die Vorfaktoren für die Vorder- und Rückseite nicht gleich sind, sondern sich aus dem hin- und rückfließenden Strom ergeben:

$$j(x) = Ve^{-x/s} + Re^{(x-d)/s}. \quad (5.14)$$

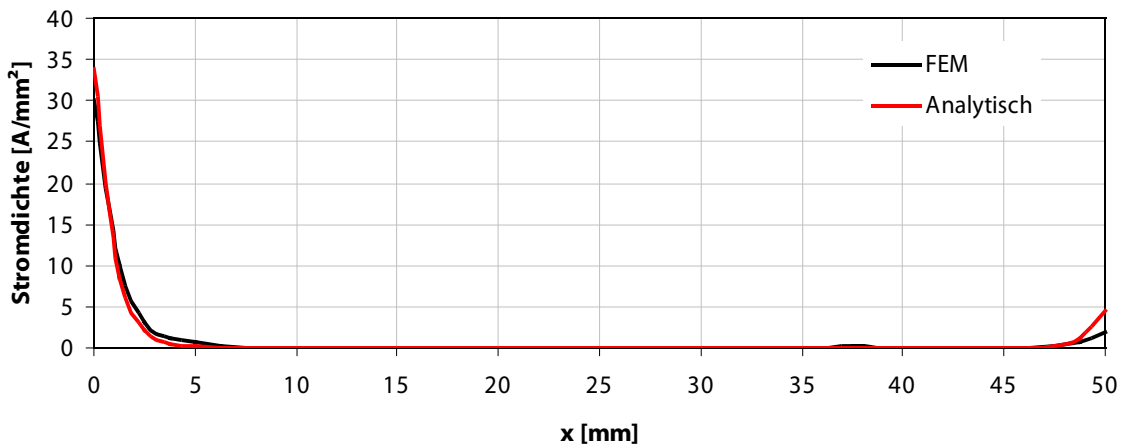


Abbildung 5.6: Vergleich der simulierten Stromdichteverteilung mit der nach (5.14) berechneten in der Tiefe für 50 mm dicke Prüfteile

Abb. 5.6 zeigt die gute Übereinstimmung (bis auf Ungenauigkeiten der FE Simulation am Rand des Prüfteils) der auf diese Weise analytisch berechneten Stromdichteverteilung und der simulierten Verteilung aus Abb. 5.5. Für die beiden dünneren Prüfteile sollte diese Theorie aber nach Abschnitt 4.2.4 auch zutreffen. Dabei sollten die Vorfaktoren  $V$  und  $R$  die gleichen sein, wie bei dem 50 mm dicken Prüfteil, da für ein elektrisch hinreichend dickes Prüfteil der induzierte Strom und damit auch die von der Vorder- und Rückseite ausgehende Stromdichteverteilung nicht von der Prüfteildicke abhängt. Diese Übereinstimmung zeigt Abb. 5.7.

Diese Ergebnisse sind eine gute Bestätigung für die in Abschnitt 4.2.4 dargestellte Theorie, dass sich die insgesamt Stromdichte durch Addition des hin- und rückfließenden Stroms ergibt, wobei die Verteilung des hinfließenden durch Proximity- und Skin-Effekt vorgegeben sind, die des Rückfließenden durch Skin- und Edge-Effekt.

Wie schon Abb. 5.5 gezeigt hat, steigt die Stromdichte an der Vorder- und Rückseite mit kleiner werdender Prüfteildicke an. Um dieses Verhalten näher untersuchen zu können, wurde eine Reihe von Simulationsrechnungen ausgeführt und an der Vorder- bzw. Rückseite in der Mitte der Platte ausgewertet. Zusätzlich wurde die Stromdichte mit der Theorie nach (5.14) analytisch berechnet. Abb. 5.8 zeigt (Vorderseite in rot, Rückseite in blau), wie in den vorigen Vergleichen, eine gute Übereinstimmung über mehrere Größenordnungen.

Dabei fällt der Verlauf der Stromdichte auf, der auf der Vorderseite nicht monoton ist. Für kleine Prüfteildicken ist die Stromdichte an der Vorder- und Rückseite fast identisch, wie es auch schon Abb. 5.7 für ein 0,5 mm dickes Prüfteil gezeigt hat. Erst ab einer Dicke von etwa einer halben Skintiefe unterscheidet sich die Stromdichte an der Vorder- und Rückseite. (4.29) hat gezeigt, dass die Stromdichte aus der Überlagerung der von der Vorderseite einfallenden Welle und der an der Rückseite reflektierten Welle berechnet werden kann. Dadurch wird bei kleinen Prüfteildicken, wie es auch die Vorfaktoren in (4.29) zeigen, die Strom-

## 5 Abhängigkeit der Stromdichteverteilung von anwendungsspezifischen Parametern

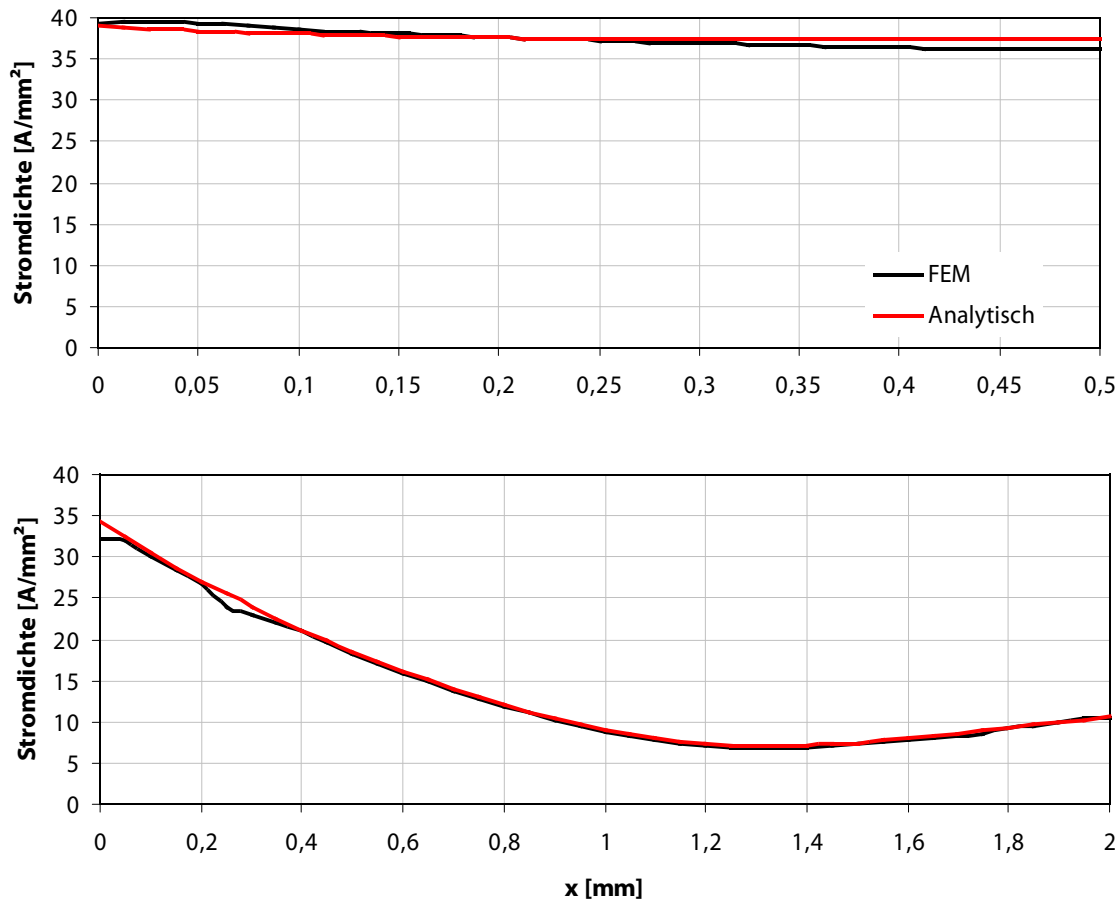


Abbildung 5.7: Vergleich der simulierten Stromdichteverteilung mit der nach (5.14) berechneten in der Tiefe für 0,5 und 2 mm dicke Prüfteile

dichte immer mehr verstärkt. An der Vorderseite fällt die Stromdichte bis zu einer Dicke von etwas über einer Skintiefe ab und steigt danach auf ein Niveau an, das sich ab einer Dicke von etwa 2 Skintiefen nicht mehr ändert. Der Anstieg resultiert dabei aus dem immer geringer werdenden Einfluss der Stromdichte auf der Rückseite, der ab etwa 2 Skintiefen den Verlauf nicht mehr merklich beeinflusst. Die Stromdichte an der Rückseite dagegen fällt bis zu einer Dicke von etwa 5 Skintiefen bis auf ein relativ niedriges Level ab, da erst ab dieser Dicke die deutlich stärkere Stromdichte von der Vorderseite keinen Einfluss mehr auf die Stromdichte auf der Rückseite hat.



## 5.2 Abhängigkeit der Stromdichteverteilung von der Prüfteilgeometrie

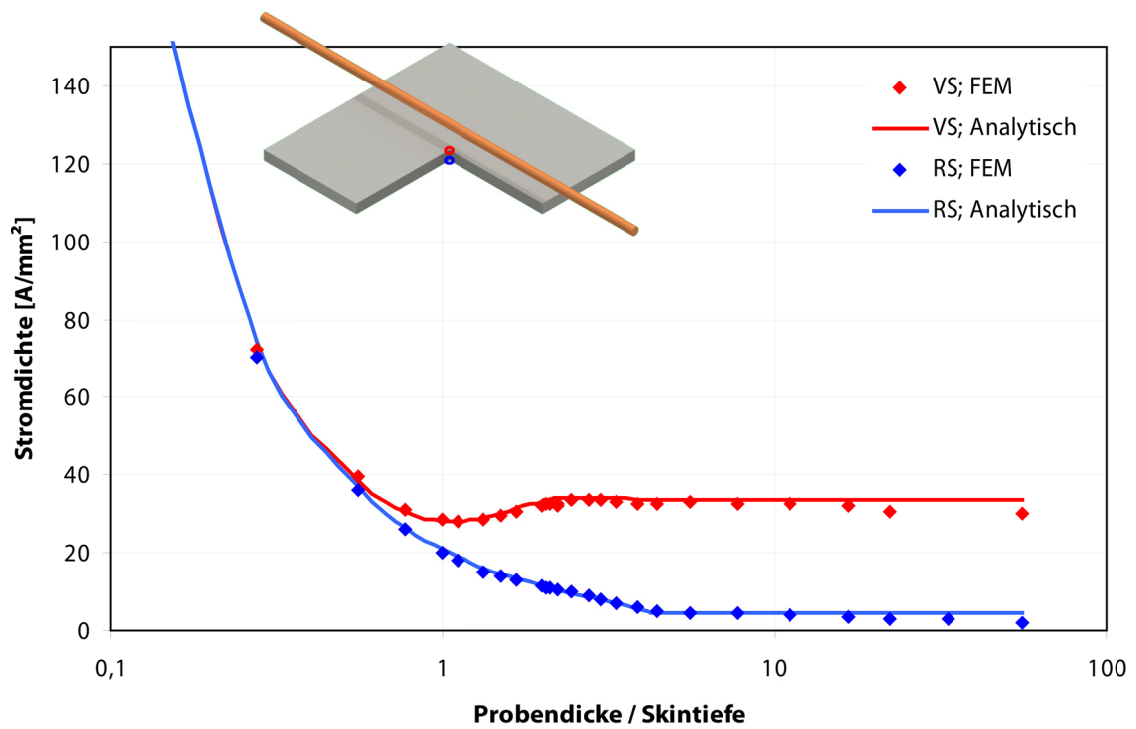


Abbildung 5.8: Stromdichte an der Vorder- (rot) und Rückseite (blau) des Prüfteils für verschieden dicke Prüfteile (an den in der Skizze eingezeichneten Kreisen)



## 6 Defektspezifische Erwärmung und zugrunde liegender Stromfluss

Durch die in den vorhergehenden Kapiteln beschriebene Theorie der elektrischen Anregung war es möglich, die räumliche und zeitliche Verteilung des Stroms (durch konduktive und induktive Anregung) zu berechnen und die Einflüsse diverser Größen (Prüfteildimensionen, Materialien des Prüfteils und des Induktors, Anregungsfrequenz) zu studieren. Durch diese Erkenntnisse über die Verteilung des Stroms konnten zum einen erste Vor- und Nachteile der Anregungstechniken diskutiert werden und zum anderen war es möglich erste Schlussfolgerungen über die Sichtbarkeit von Defekten zu ziehen.

Daher soll im Folgenden näher betrachtet werden, wie Defekte mittels thermographischer Untersuchungen bei elektromagnetischer Anregung nachgewiesen werden können. Defekte sind Inhomogenitäten des Prüfmaterials und verändern daher sowohl die Ausbreitung des Stroms als auch der Erwärmung. Die beiden am häufigsten auftretenden Fehlertypen sind Delaminationen und Risse. Delaminationen, als flächige parallel zur Oberfläche liegende Fehler, stören dabei hauptsächlich die thermische Ausbreitung und nicht den Strom. Risse dagegen stören in erster Linie die Stromausbreitung. Durch diese Effekte können Defekte schließlich mit einer Infrarotkamera nachgewiesen werden.

In diesem Kapitel werden daher die Mechanismen genauer dargestellt, die aufgrund von Delaminationen und Rissen zu einer Veränderung der räumlichen oder zeitlichen Temperaturverteilung führen, durch die schließlich der Nachweis der Defekte möglich ist. Der Nachweis von Delaminationen ist aber, wie es der nächste Abschnitt zeigen wird, möglich aber etwas schwierig. Daher wird er im Folgenden auch nur kurz erläutert.

### 6.1 Delaminationen

Die Detektion von Delaminationen, oder allgemein von flächigen Defekten innerhalb des Prüfmaterials, die parallel zur Oberfläche ausgerichtet sind, findet je nach Tiefenlage durch verschiedene Mechanismen statt.

Falls die Delamination (deutlich) tiefer als die Skintiefe liegt, kann man von einer Anregung an der Oberfläche – wie bei einer Anregung mit einem Blitz – ausgehen. Dadurch staut sich die Wärme zwischen Delamination und Oberfläche und die Oberfläche bleibt an dieser Stelle länger warm als das umgebende Material [RB04]. Da die induzierte oder galvanisch kontaktierte Stromdichteverteilung an der Oberfläche aber im Allgemeinen inhomogen ist und der Wärmefluss dadurch auch zur Seite wegfließen kann, ist die flächige optische Anregung, bei der die Wärme nur in die Tiefe diffundieren kann, die weitaus bessere Anregungsmöglichkeit.

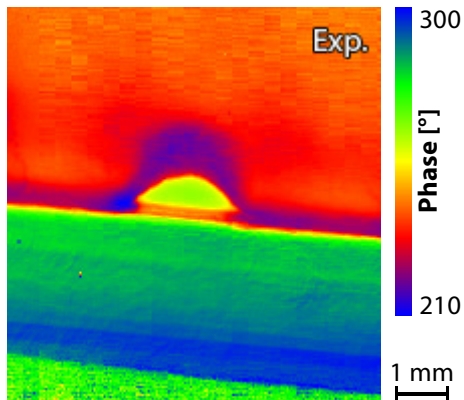


Abbildung 6.1: Delamination einer nichtleitenden Deckschicht (violett) oberhalb einer Abplatzung (gelb); Phasenbild der Puls-Phasen-Auswertung

Falls die Delamination aber innerhalb der Skintiefe liegt (wie es bei CFK fast immer der Fall ist), kann nicht mehr von einer flächigen Wärmequelle an der Oberfläche ausgegangen werden, sondern eher von einer homogenen Erwärmung des Materials. Dadurch wird durch eine Delamination in diesem Falle keine Wärme aufgestaut, sondern die Wärme wird unterhalb der Delamination von der Diffusion an die Oberfläche abgehalten und die Oberfläche bleibt bei solchen Delaminationen in der Regel gleich warm oder wird nur minimal kühler. Dadurch und aufgrund der starken Erwärmung der einzelnen Fasern die das Bild dominieren, sind in diesem Fall Delaminationen sehr schwer nachzuweisen. [SOK96, RGB05, SIA04]

Eine dritte Art von Delaminationen sind solche zwischen einem metallischen Prüfteil und einer nichtleitenden Deckschicht. In diesem Falle behindert die Delamination die Diffusion von Wärme an die Oberfläche, die im metallischen Prüfteil entstanden ist. Das heißt, die Wärme braucht länger, um an die Oberfläche zu diffundieren. In Abb. 6.1 ist ein experimenteller Nachweis einer solchen Delamination dargestellt. Dabei ist im Phasen-Bild einer Puls-Phasen-Auswertung (das zur Kontraststeigerung hier mit einer angepassten Farbpalette dargestellt ist) der ungeschädigte Teil des Prüfobjektes rot, die Delamination violett und der Teil bei dem die nichtleitende Deckschicht abgeplatzt ist (unterhalb der Delamination) gelb. Dies resultiert daraus wie lange es dauert bis die Wärme an die Oberfläche diffundiert ist. Aber auch in diesem Fall ist die Blitzthermographie die bessere Nachweismethode, da damit eine flächige Anregung möglich ist und kein Induktor das Sichtfeld der Infrarotkamera blockiert.

## 6.2 Einfache Rissmodelle

Risse dagegen, die gut durch thermographische Untersuchungen mit elektromagnetischer Anregung zu detektieren sind, wurden bisher nur durch einfache Modelle angenähert und nur in Ansätzen studiert. Die beiden in der Literatur hauptsächlich zu findenden Modelle für Risse sind zum einen Nuten (Modell für sehr lange Risse, die nicht durch das Material durchgehen) und zum anderen Schlitze (Modell für eher kurze Risse, die durch das Material durchgehen).

In den folgenden Abschnitten werden daher diese beiden grundlegenden Modelle genauer untersucht. Dabei wird auf den Detektionsmechanismus und die Abhängigkeit der Detektierbarkeit von der Größe und Lage des „Risses“ eingegangen. Darüber hinaus werden aber auch einige weitere Modelle, die reale Risse besser approximieren, diskutiert und schließlich mit experimentellen Ergebnissen verglichen.

### 6.2.1 Detektion von Nuten

Lange Oberflächenrisse, die zum Beispiel beim Warmwalzen von Stabstählen [Fuk76, Ber79r, HS84, KKM85, HN89, Osw04a, Osw04b] oder beim Ziehen von Stahldrähten [OWO05, OW05, WO05, Osw06] (meist in Längsrichtung) entstehen, sind der Fehlertyp, der am einfachsten in einem Modell nachgebildet werden kann, indem einfach eine Nut in ein Material hineingefräst wird. Abb. 6.2 zeigt ein Modell einer 5x100x100 mm<sup>3</sup> großen Platte mit einer 1 mm tiefen und 0,5 mm breiten Nut.

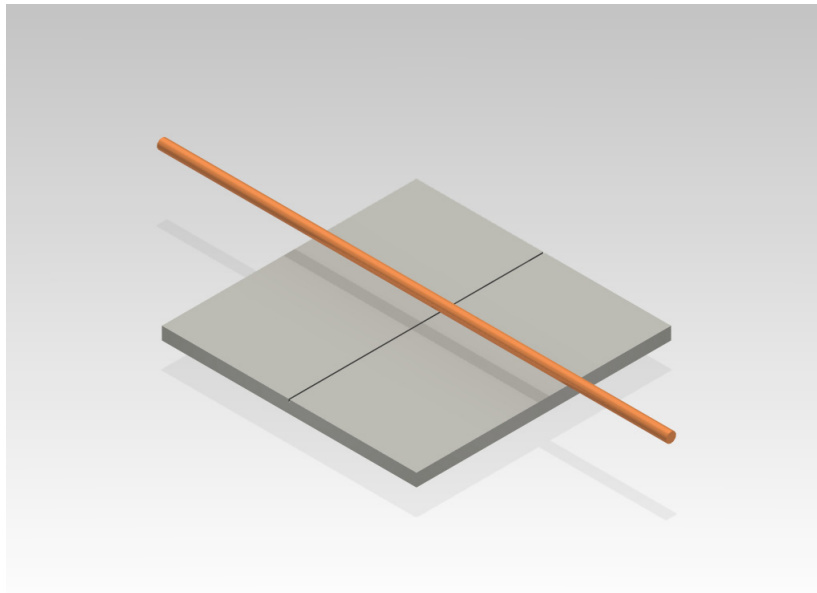


Abbildung 6.2: Modell zur Untersuchung der Detektion von Nuten (Maße: 5x100x100 mm<sup>3</sup>)

Zur induktionsthermographischen Untersuchung solcher Nuten (oder langer Oberflächenmodellrisse) wird ein Induktor quer zum meist eher länglichen Prüfteil ausgerichtet. Dadurch findet durch die Nut eine Störung der Stromdichteverteilung statt, die unter bestimmten Randbedingungen (siehe unten) mit einer Infrarotkamera nachgewiesen werden kann. Für eine Auswertung des gesamten Prüfteils kann das Prüfteil unter dem Induktor und der Kamera durchgeschoben werden, um damit das ganze Prüfteil auf Nuten in Längsrichtung zu prüfen.

#### 6.2.1.1 Detektionsmechanismus und Stromflussstörung durch Nuten

Die durch eine, wie der in Abb. 6.2 dargestellten Nut hervorgerufene Veränderung der Stromdichteverteilung, zeigt Abb. 6.3 in einem Querschnitt direkt unter dem Induktor. In dem Bereich um die Nut herum ist die Stromflussstörung, die lokal wirkt, deutlich zu sehen. Diese Stromdichtestörung resultiert in einer deutlichen Verringerung der Stromdichte an den Kanten (A) zwischen der Oberseite und den Seitenwänden der Nut und des Weiteren in einer Erhöhung der Stromdichte an den beiden Kanten (C) zwischen den Seitenwänden und der Bodenfläche der Nut. Außerhalb dieses schmalen Wirkungsbereichs ist keine Veränderung

der Stromdichte zu sehen (nur der typische exponentielle Abfall auf Grund des Skin-Effektes).

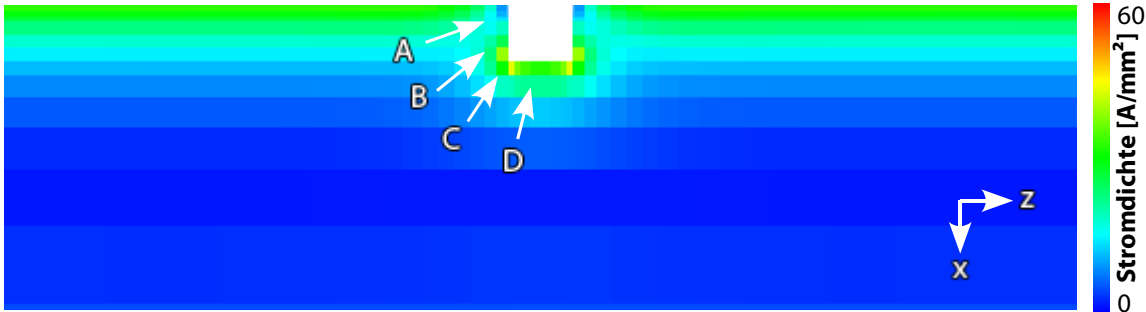


Abbildung 6.3: Veränderung der Stromdichteverteilung durch eine Nut (Simulation mit einer 1 mm breiten und 0,9 mm tiefen Nut, dies entspricht einer Skintiefe; der Strom fließt dabei in z-Richtung)

Dieser Effekt der Umverteilung der Stromdichte ist eine Folge der Nut, um die der Strom herumfließen muss. Dabei kann der Strom an der Kante (A) nicht geradeaus fließen. Er kann nur entlang der x-Achse, also entlang der Seitenfläche der Nut (B), fließen. Daher muss er an der Kante (A) von der Oberfläche in die Tiefe „abbiegen“. Dadurch gibt es an der Oberfläche direkt neben der Nut einen Bereich niedrigerer Stromdichte (A) (die Größe dieses Bereiches hängt von der Skintiefe ab). Schließlich kann der Strom an der inneren Kante der Nut (C) wieder in die von außen vorgegebene Vorzugsrichtung (z-Achse) fließen. Daher ist an der inneren Kante (C) die Stromdichte erhöht.

Anhand der Stromdichteverteilung wird klar, wie sich die Temperaturen bei einem Strompuls entwickeln. Da nach Abschnitt 4.3.1 in Bereichen erhöhter Stromdichte auch mehr Wärme erzeugt wird, entsteht an der Oberfläche des Prüfteils direkt neben der Nut (A) auch weniger Wärme, als an der gleichen Stelle in einem Prüfteil ohne Nut bzw. auch als in den Bereichen der Prüfteile, in denen die Stromdichteverteilung nicht durch die Nut gestört ist. Dagegen entsteht an der Nutinnenkante (C) mehr Wärme.

Es erwärmen sich also die sichtbaren äußeren Nutkanten (A) weniger als das umgebende Material und der Nutboden (D) ist wärmer als die Nutkanten (A). Die Temperatur am Nutboden und an den inneren Nutkanten (C) ist aber bei schmalen oder schräg in die Tiefe verlaufenden Nuten nicht direkt zu beobachten. Dies wird erst durch die Diffusion an die Oberfläche möglich. Da dort aber aufgrund der hohen Stromdichte das Material stark erwärmt wird, ist vorerst die Erwärmung an der Oberfläche durch die innere Nutkante zu schwach. Nach dem Strompuls kühlt die Oberfläche schnell ab, da keine zusätzliche Wärme mehr erzeugt wird. Die an den inneren Nutkanten (C) entstandene Wärme führt aber jetzt dazu, dass sich die äußeren Nutkanten (A) langsamer abkühlen und dadurch wärmer sind als das umliegende Material.

Dieser thermische Prozess ist materialabhängig. Bei Materialien mit einer höheren Diffusivität  $\alpha$  diffundiert die Wärme schneller aus der Tiefe an die Oberfläche. Daher sollte, um einen möglichst großen Effekt zu erzielen, die Anregungszeit etwas kürzer sein als die Zeit, die die

Wärme braucht, um aus der Tiefe an die Oberfläche zu diffundieren und gleichzeitig aber auch lange genug, damit genügend Wärme entsteht, um sie mit einer Infrarotkamera zu detektieren. Bei einer Entfernung  $r$  von der Wärmequelle ist die Temperatur nach  $t = r^2/6\alpha$  maximal [CJ59]. Dies entspricht bei Stahl und einer Nuttiefe von 1 mm ca. 40 ms, bei 2 mm aber schon ca. 160 ms. Bei thermisch besser leitfähigen Materialien wie Aluminium ist die Temperatur an der Oberfläche bei einer 1 mm tiefen Nut schon nach etwa 2 ms maximal. Daher ist die Detektierbarkeit bei Materialien mit einer hohen Diffusivität reduziert. Es muss also entweder genügend Leistung in das zu untersuchende Material eingebracht werden, um schon nach kurzer Zeit genügend Signal zu erzeugen, oder es muss eine Lock-In-Messung durchgeführt werden, um das Signal/Rausch-Verhältnis zu verbessern (siehe Anhang A.2).

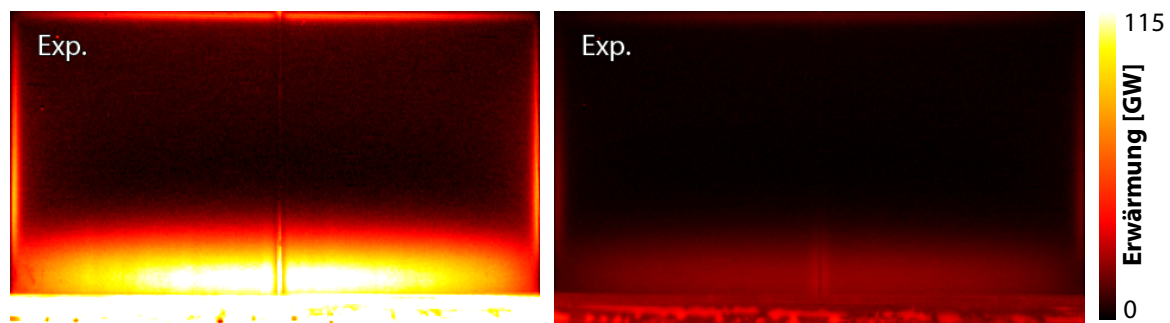


Abbildung 6.4: Wärmebild einer Nut (0,5 mm breit, 1 mm tief) nach 50 bzw. 160 ms (Experiment mit 50 ms Heizzeit – die Ergebnisse wurden mit einer Infrarotkamera von schräg oben aufgenommen, um auch den Bereich direkt unter dem Induktor sichtbar zu machen; der Induktor ist am unteren Rand beider Bilder zu sehen; Prüfteilmaße:  $5 \times 100 \times 100 \text{ mm}^3$ )

Um diesen Mechanismus experimentell zu untersuchen, wurde ein Experiment an einer Platte aus Edelstahl durchgeführt, wie sie Abb. 6.2 zeigt. Dabei wurde die Platte 50 ms lang angeregt. Dabei wurde die Temperatur des Prüfteils mit einer Infrarotkamera von schräg oben aufgenommen, um auch den Bereich direkt unter dem Induktor sichtbar zu machen. Abb. 6.4 zeigt auf der linken Seite ein Bild nach einer relativ kurzen Zeitspanne (50 ms), in dem zu sehen ist, dass die beiden äußeren Nutkanten kälter sind als das umliegende Material und dass der Boden der Nut wärmer ist (der Nutboden ist natürlich nur bei genügend breiten und nicht schräg in das Material hineinlaufenden Nuten zu sehen). Auf der rechten Seite zeigt Abb. 6.4 ein Bild von einem späteren Zeitpunkt (160 ms), in dem die äußeren Nutkanten wärmer sind als das umliegende Material. Abb. 6.5 zeigt schließlich zur Verdeutlichung noch die zeitliche Entwicklung der Temperatur an der äußeren Nutkante im Vergleich zum umliegenden Material. Dieses erwärmt sich zuerst stärker als die Nutkante, kühlt sich aber nach dem Ende der induktiven Anregung deutlich schneller ab. Daher ist die Nutkante nach ca. 80 ms wärmer als das umgebende Material.

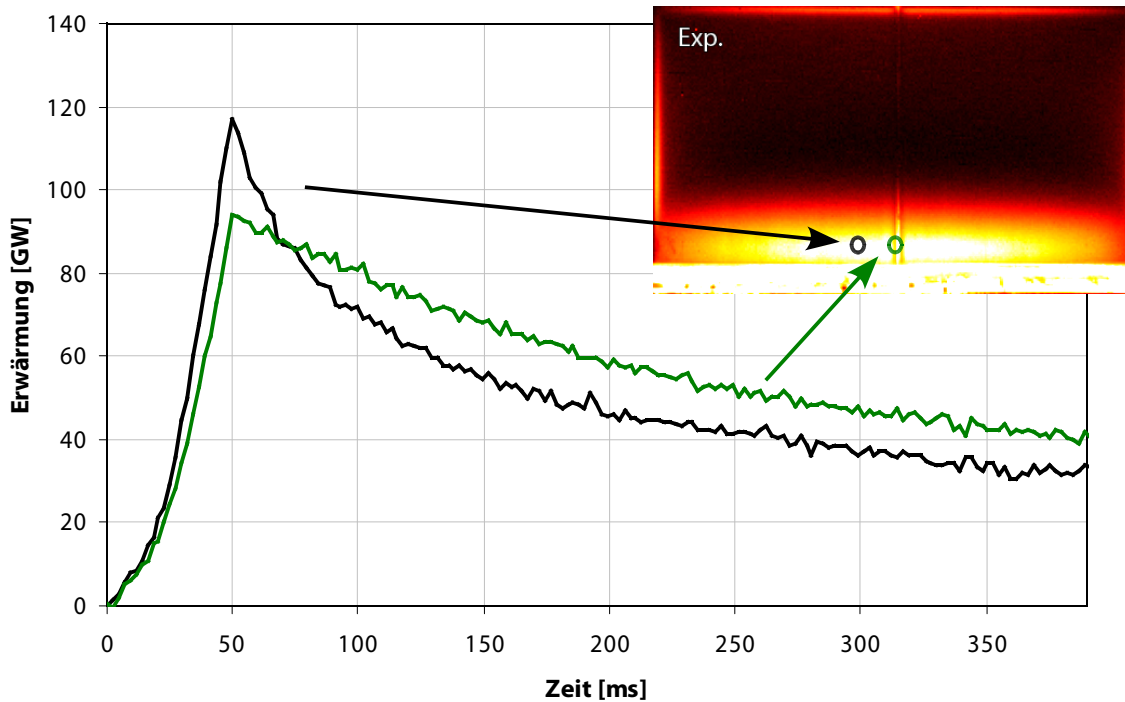


Abbildung 6.5: Vergleich der Erwärmung direkt neben der Nut (schwarz) zur Erwärmung einer Region des Prüfteils deren Stromfluss nicht von der Nut gestört ist (grün) bei einem Experiment mit einer Anregungszeit von 50 ms

Einen ähnlichen Effekt gibt es auch an den Ecken des Prüfteils [Osw06]. Da der Strom auch dort „um die Ecke“ biegen muss, gibt es an den Ecken einen Bereich niedrigerer Stromdichte und damit niedrigerer Erwärmung. Daher ist diese Ecke auch am Anfang kälter als das umliegende Material. Durch den Diffusionsprozess breitet sich aber die Wärme aus und die Ecke wird mit der Zeit wärmer als das umgebende Material.

Da aber für den Fall von kleinen Skintiefen die Stromdichte in einem schmalen Bereich fließt, ist auch die Stromdichteverteilung in der Ecke schmaler und damit höher. Daher erwärmt sich in diesem Fall die Ecke schneller als im Fall von größeren Skintiefen. Dies führt im Fall von sehr kleinen Skintiefen (z. B. bei ferromagnetischen Materialien) dazu, dass es so scheint, als wäre die Ecke instantan wärmer als das umliegende Material.

### 6.2.1.2 Abhängigkeit der Stromdichte- und Temperaturverteilung von der Nuttiefe

Wie in Abschnitt 6.2.1.1 diskutiert wurde, gibt es am oberen Bereich der Nutflanke einen Bereich reduzierter Stromdichte und im unteren Bereich einen Bereich erhöhter Stromdichte. Diesen Effekte zeigt Abb. 6.6, in der die Stromdichte entlang der Nutflanke aufgetragen ist, für verschieden tiefe Nuten. Dabei ist zu sehen, dass die Stromdichte an der Oberseite (bei  $x = 0$ ) mit steigender Nuttiefe abnimmt und sich ab einer Nuttiefe von etwa einer Skintiefe nicht mehr verändert. Dafür ist ab einer Nuttiefe von etwa 2 Skintiefen ein Bereich entlang



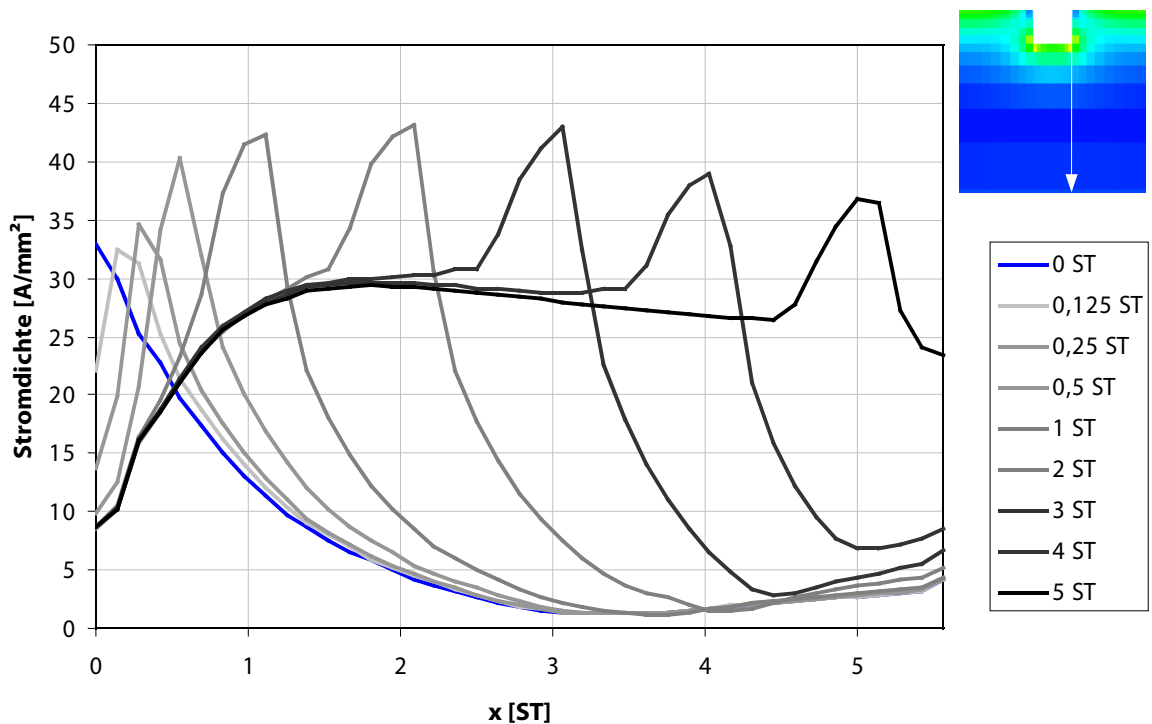
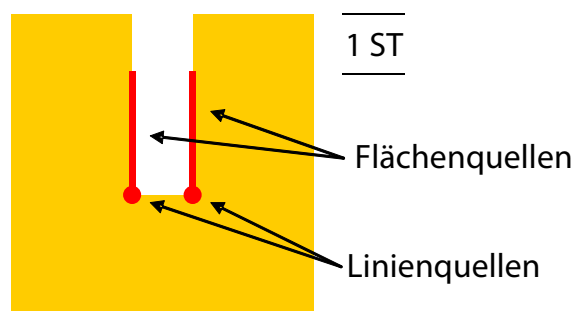


Abbildung 6.6: Verteilung der Stromdichte in der Tiefe (aus Simulationsrechnungen für 0 bis 5 Skintiefen tiefe Nuten bei 0,9 mm Skintiefe, Prüfteildicke: 5 mm) entlang der in der Skizze eingezeichneten Linie

der Nutkante zu sehen, in dem die Stromdichte relativ konstant ist. Daher kann man für tiefe Nuten (ab ca. 2 Skintiefen) die Stromdichteverteilung nicht nur in zwei, sondern in drei Abschnitte unterteilen:

Abbildung 6.7: Modell zur Vorhersage der Temperaturentwicklung an einer Nut



An der Oberfläche des Prüfteils gibt es einen Bereich reduzierter Stromdichte, der sich bis zu einer Tiefe von etwa einer Skintiefe erstreckt (und für ferromagnetische Materialien daher deutlich kleiner ist). Dies ist der Bereich, in dem der Strom durch die Nut um  $90^\circ$  umgelenkt wird. Darunter fließt der Strom bei Nuten, die tiefer sind als etwa 2 Skintiefen, entlang der x-Achse, was zu einer relativ homogenen Stromdichteverteilung in diesem Bereich der Nut-

flanke führt. An der Innenkante schließlich kann der Strom wieder in die durch den Induktor vorgegebene Richtung (z-Achse) fließen und es kommt zu einer Überhöhung der Stromdichte.

Basierend auf diesen Erkenntnissen, wie die Stromdichte in Nuten verteilt ist, folgt die Verteilung der Heizleistung und somit auch der Temperaturverteilung. Daher wird im Folgenden ein Modell für die Temperaturentwicklung an einer Nut dargestellt (siehe Abb. 6.7). Die Erwärmung an der Nutflanke, die erst ab einer Nuttiefe von etwa zwei Skintiefen auftritt, entspricht einer Flächenquelle zwischen der Tiefe von einer Skintiefe und der Tiefe der Nut. Zusätzlich zu dieser Flächenquelle existiert aber noch an der inneren Nutkante eine Linienquelle in Nuttiefe. Die Intensität dieser Stromdichteüberhöhung an dieser Linie ist zwar von der Nuttiefe abhängig, sie tritt aber bei grundsätzlich bei jeder Nuttiefe auf.

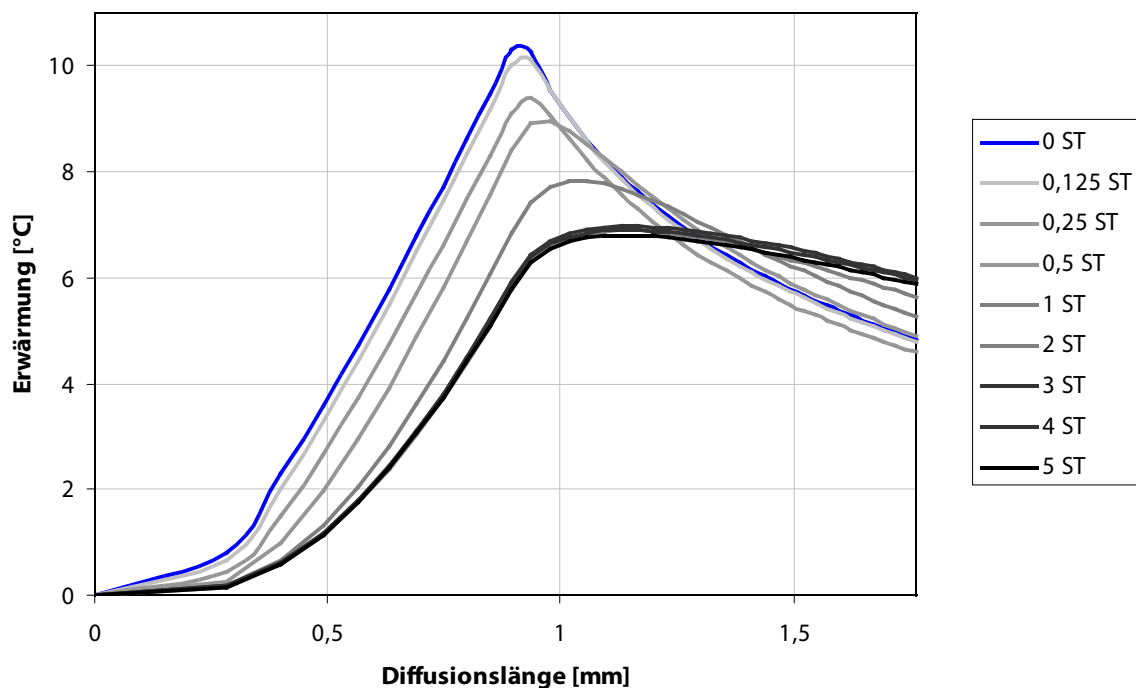


Abbildung 6.8: Entwicklung der Erwärmung an der Oberfläche direkt neben der Nut für verschieden tiefe Nuten, dabei wurde die Zeit über (2.6) in die passende Diffusionslänge umgerechnet (die Abbildung zeigt das Ergebnis von Simulationsrechnungen an Inconel mit einem 100 ms langen Induktionspuls – dies entspricht einer Diffusionslänge von etwa 0,9 mm – für 0 bis 5 Skintiefen tiefe Nuten bei 0,9 mm Skintiefe, Prüfteildicke: 5 mm)

Diese Stromdichteverteilungen bei verschieden tiefen Nuten führen zu den in Abb. 6.8 gezeigten Temperaturentwicklungen an der Oberfläche direkt neben der Nut, wobei über (2.6) die Zeit in die dazu passende Diffusionslänge umgerechnet worden ist. Diese Reihe von Simulationsrechnungen wurde zum einen für Inconel (100 ms entsprechen etwa 0,9 mm Diffusionslänge) und zum anderen für Materialien mit einer unterschiedlichen Diffusivität

und einer an die jeweilige Diffusivität angepassten Anregungszeit berechnet. Dabei ändert sich bei der in Abb. 6.8 gezeigten Temperaturentwicklung nur die Amplitude (näherungsweise umgekehrt proportional dem Faktor, um den sich die Diffusivitäten unterscheiden).

Wie Abb. 6.6 gezeigt hat, nimmt die Stromdichte an der Oberfläche mit steigender Nuttiefe bis zu etwa einer Skintiefe ab. Ab dieser Stelle ändert sich die Stromdichteverteilung nur noch in der Tiefe. Dadurch ist bis zu einer Nuttiefe von etwa einer Skintiefe auch unmittelbar nach dem Beginn des Induktionspulses ein Effekt der Nuttiefe auf die Erwärmung zu sehen. Tiefere Nuten sind erst einige Zeit nach dem Beginn des Induktionspulses von weniger tiefen zu unterscheiden (die Nut mit einer Tiefe von einer Skintiefe ist z. B. erst ab einer Diffusionslänge von etwa 0,4 - 0,5 mm – dies entspricht bei Inconel etwa 20 - 30 ms – von den tieferen Nuten zu unterscheiden).

Zusätzlich wird mit steigender Nuttiefe der Anstieg der Temperatur am Anfang flacher, die maximale Temperatur geringer, der Zeitpunkt der maximalen Temperatur verschiebt sich zu späteren Zeitpunkten und die Abkühlung nach dem Induktionspuls erfolgt immer langsamer. Ab einer Nuttiefe von etwa 2 Skintiefen ändert sich der Kontrast aber kaum noch (2 Skintiefen tiefe Nuten sind erst ab einer Diffusionslänge von etwa 1,5 mm – dies entspricht bei Inconel etwa 300 ms – von tieferen zu unterscheiden).

Es ist also durch Betrachtung der zeitlichen Entwicklung der Temperatur eine Unterscheidung zwischen tieferen und weniger tiefen Nuten möglich. Umso länger dabei der Induktionspuls ist, umso deutlicher wird der Effekt während des Induktionspulses, aber umso mehr geht der Effekt des langsameren Abkühlens nach dem Induktionspuls im Rauschen unter. Bei Experimenten hat sich daher bei den verwendeten Materialien ein ca. 50 ms langer Induktionspuls als gut geeignet herausgestellt.

Für die Stromdichte an der inneren Nutkante ist zu erwarten, dass in erster Näherung an dieser Stelle der gesamte Strom vorbei fließen muss, der im ungestörten Zustand zwischen der Oberfläche und der Tiefe der Nut fließt. Um dies zu überprüfen, wurde die Stromdichte im ungestörten Zustand bis zu dieser Tiefe integriert und mit der Stromdichte an der Nutkante verglichen:

$$j_{Kante}(\xi) \approx \int_0^{\xi} j(x) dx. \quad (6.1)$$

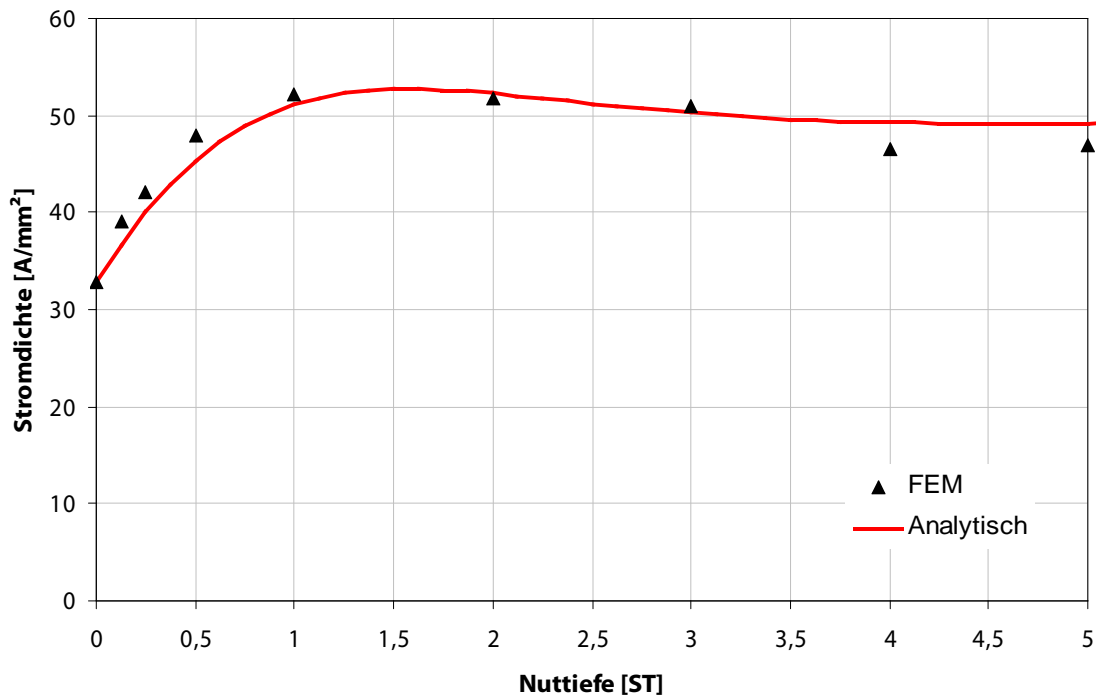


Abbildung 6.9: Per FE-Simulation berechnete Stromdichte an der Nutinnenkante für verschieden tiefe Nuten und zum Vergleich die bis zur Nuttiefe komplex aufintegrierte Stromdichte

Dazu wurde (4.29) in (6.1) eingesetzt. Abb. 6.9 zeigt die Übereinstimmung dieses durch Integration ermittelten Wertes und der Stromdichte an der Nutkante. Die Verteilung der Stromdichte ist vor und nach der Richtungsänderung durch den Skin-Effekt bestimmt. Dazwischen wird die Verteilung zwar schmaler aber nicht punktförmig. Außerdem sind die Ergebnisse der FE-Rechnung auf Grund der Diskretisierung etwas ungenau. Diese zwei Effekte können zu der in Abb. 6.9 zu sehenden leichten Abweichung führen.

### 6.2.1.3 Abhängigkeit der Stromdichteverteilung von der Nutbreite

Neben der Veränderung der Stromdichteverteilung mit der Nuttiefe ist auch interessant, welchen Einfluss die Nutbreite hat. In Abschnitt 6.2.1.1 wurde gezeigt, wie eine Nut den Stromfluss stört. Daher kann sich die Stromdichteverteilung auch nur in der Nähe der Nut mit der Nutbreite ändern.

Da der Strom bei beliebigen Nutbreiten an der Stelle (A) in Abb. 6.3 nicht entlang der z-Achse fließen kann, sondern abgelenkt wird, ändert sich die Stromdichteverteilung an dieser Stelle nicht. Daher wird die Stromdichte an der Prüfteilvorderseite nur um die Nutbreite verschoben.

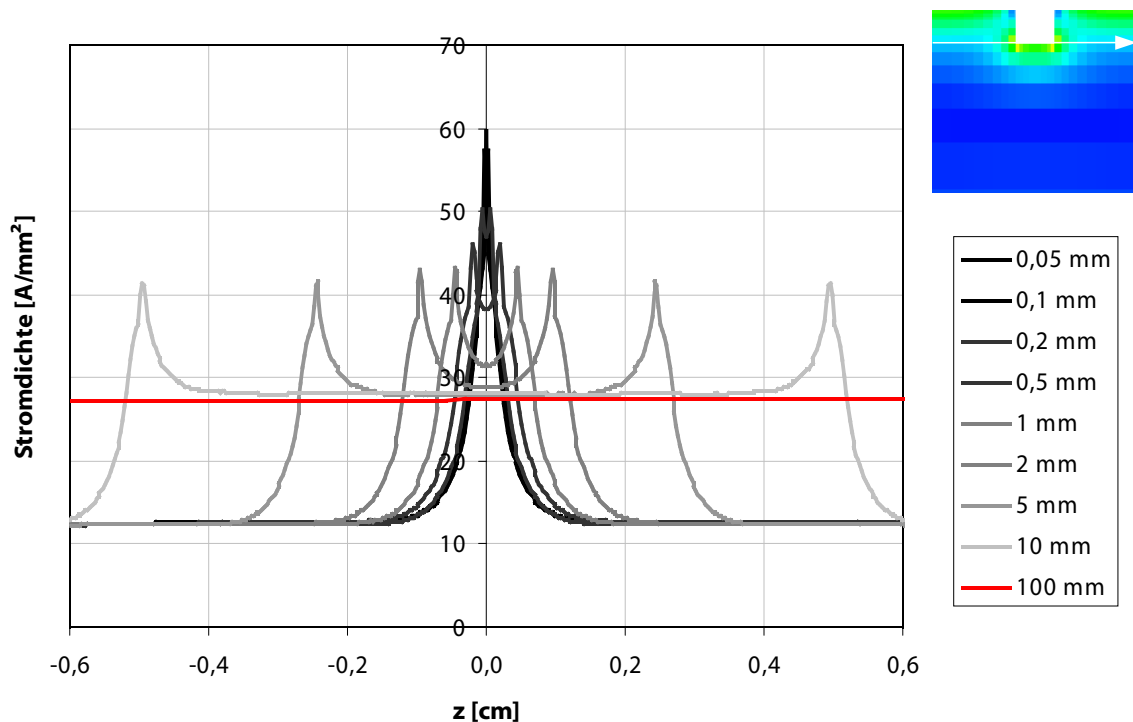


Abbildung 6.10: Per Simulation berechnete Stromdichteverteilung am Boden der Nut für 0,05 bis 10 mm breite Nuten. Zusätzlich ist noch in rot die Stromdichteverteilung für ein um die Nuttiefe dünneres Prüfteil eingezeichnet („100 mm breite Nut“)

An der inneren Nutkante (C) und am Nutboden (D) zwischen den beiden Nutkanten wird sich die Stromdichteverteilung durch die Nutbreite ändern. Um diesen Effekt zu studieren, wurden mehrere Simulationsrechnungen durchgeführt und miteinander verglichen. In der Tiefenlage des Nutbodens zeigt Abb. 6.10 die Veränderung der Stromdichte mit der Nutbreite. Außerdem ist dort auch die Stromdichteverteilung eines Prüfteils mit einer 100 mm breiten Nut, also einem 100x100 mm<sup>2</sup> großen Prüfteil eingezeichnet, bei der auf der ganzen Fläche das Material um eine Nuttiefe abgetragen ist. An diesen Graphen ist zu sehen, dass für breite Nuten die Stromdichte zwischen den Kanten auf das Niveau des um die Nuttiefe dünneren Prüfteils absinkt, das heißt, dass die Stromdichteverteilung am Nutboden eine Überlagerung der durch die beiden Nutkanten hervorgerufenen Verteilung und der in dieser Entfernung vom Induktor induzierten Verteilung ist.

Dabei wird die durch die Nutkanten hervorgerufene Erhöhung der Stromdichte stärker, je schmaler die Nut ist. Für sehr schmale Nuten ist die Erhöhung etwa doppelt so groß wie für breite Nuten. Dies resultiert aus der zunehmenden Überlagerung der von der rechten und linken Nutkante ausgehenden Verteilung. Die von einer einzelnen Nutkante ausgehende Verteilung ist dabei nur von der Nuttiefe und nicht von der Nutbreite abhängig. Die Verteilung einer einzelnen Nutkante ist dabei am besten an die breiteste Nut (die mit 10 mm) zu sehen, da hier die Stromdichte der jeweils anderen Nutkante die Verteilung am wenigsten stört. Daher lässt sich die Verteilung von schmalere Nuten durch Addition der beiden Verteilun-

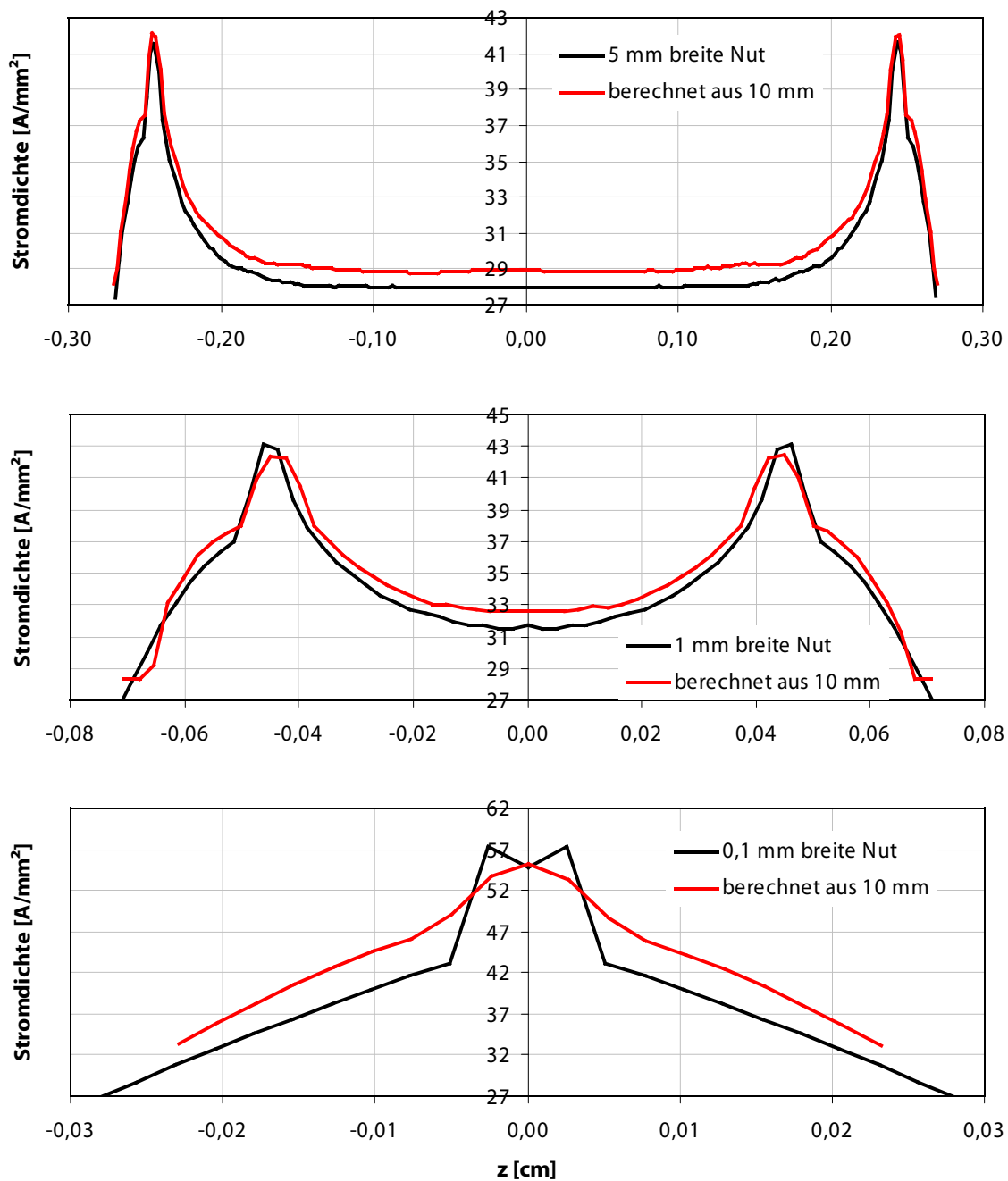


Abbildung 6.11: Stromdichteverteilung am Boden der Nut für 5, 1 und 0,1 mm breite Nuten

Schwarze Kurven: FE Simulation

Rote Kurven: Aus der FE-Simulation einer 10 mm breiten Nut, durch additive Überlagerung der passend verschobenen rechten und linken Stromdichteverteilung an den Nutkanten, berechnet

gen berechnen. Dabei müssen nur vor der Addition die beiden Verteilungen so verschoben werden, dass sie zu der schmaleren Nut passen.

Abb. 6.11 zeigt dieses Verfahren. Zum einen ist dort die Stromdichteverteilung für eine 5, 1 und 0,1 mm breite Nut in Schwarz eingezeichnet. Zum anderen wurde dort für die 5, 1 und 0,1 mm breiten Nuten die Stromdichteverteilung aus der Verteilung der 10 mm breiten Nut in Rot eingezeichnet.

An der guten Übereinstimmung sieht man, dass die Stromdichte an den inneren Nutkanten zum einen aus der in dieser Entfernung vom Induktor induzierten Stromdichte und zum anderen aus der additiven Überlagerung des Effektes der rechten und linken Kante besteht.

#### 6.2.1.4 Stromdichte- und Temperaturverteilung bei schräg in das Material hineinlaufenden Nuten

Bei Nuten, die nicht gerade in das Material hineinlaufen, sondern unter einem Winkel, ändert sich die Stromdichteverteilung. Dabei kann der Strom der Nut umso besser folgen je größer der Winkel ist. Wie Abb. 6.12 zeigt, kann daher der Strom auf der rechten Seite besser und auf der linken schlechter dem Profil der Nut folgen. Es ist also der Effekt der reduzierten Stromdichte an der äußeren Nutkante an der Seite mit größerem Winkel reduziert und auf der anderen Seite verstärkt.



Abbildung 6.12: Skizzierte Stromflusslinien einer schräg in das Material hineinlaufenden Nut

Abb. 6.13 zeigt das Ergebnis einer induktionsthermographischen Untersuchung an einer unter einem Winkel von  $45^\circ$  in das Material hineinlaufenden Nut. An dem Bild nach 60 ms und an dem Zeitverlauf ist deutlich zu sehen, dass der Effekt der reduzierten Stromdichte an der äußeren Nutkante auf der rechten Seite reduziert und auf der linken Seite erhöht ist.

Des Weiteren ändert sich auch der Effekt der langsameren Abkühlung nach dem Induktionspuls, da die Stelle höchster Stromdichte an der inneren Nutkante verschoben ist. Wie Abb. 6.13 zeigt, bleibt die Seite mit dem kleinem Winkel länger warm (linke Seite) als das umgebende Material. Die Seite mit dem größerem Winkel (rechte Seite) bleibt zwar auch länger warm, der Effekt ist aber kleiner. Insbesondere ist er auch kleiner als bei Nuten die gerade in das Material hineinlaufen.

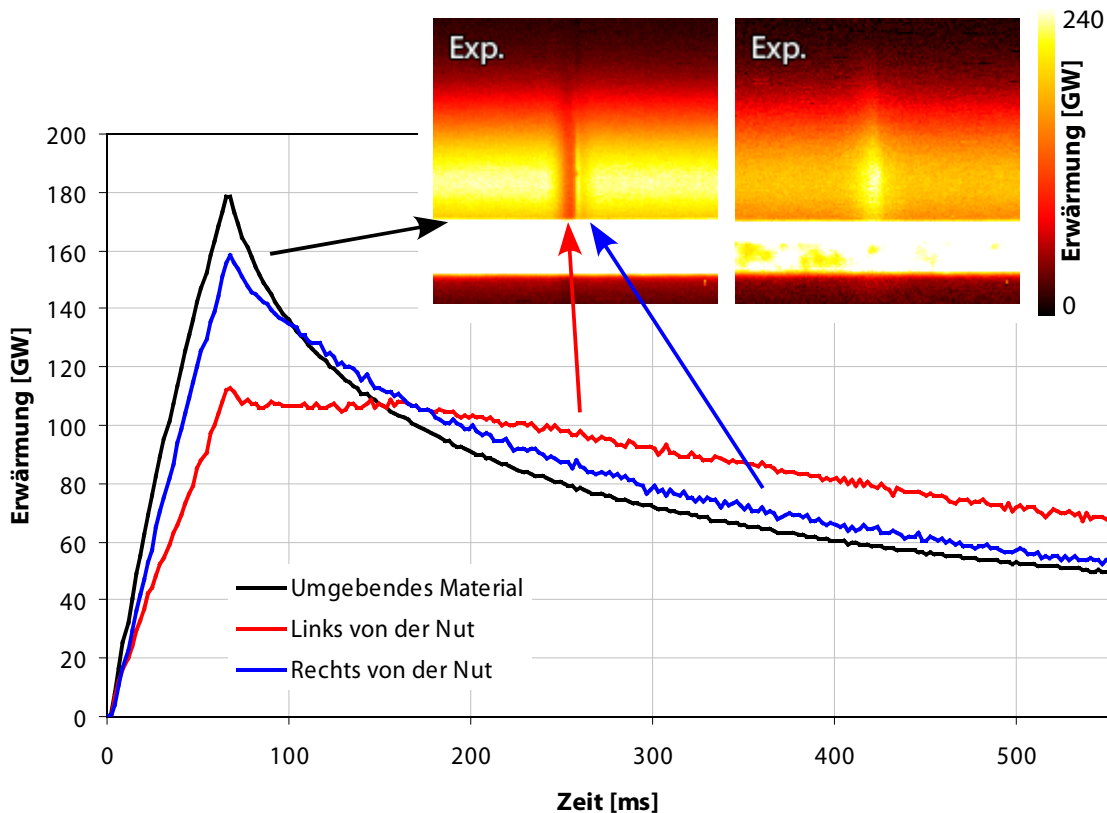


Abbildung 6.13: Signal einer unter einem Winkel von  $45^\circ$  schräg in des Material hineinlaufenden Nut (ca. 1 mm breit) bei einem Induktionspuls von 60 ms

oben: Ergebnisbild bei 60 und bei 300 ms (Der Induktor ist als heller Balken in beiden Bildern zu sehen)

unten: Erwärmung links (rot) und rechts (blau) neben der Nut im Vergleich zur Erwärmung des umgebenden Materials (schwarz)

### 6.2.1.5 Abhängigkeit der Detektionsempfindlichkeit vom Winkel zwischen vorgegebener Stromflussrichtung und Nut

Bei allen bisherigen Betrachtungen ist immer von einem Winkel von  $90^\circ$  zwischen Induktor und Nut ausgegangen worden, da dadurch der Stromfluss am meisten gestört wird. Da aber in einer Materialuntersuchung auf Risse dieser Winkel nicht immer vorliegen muss, ist die Abhängigkeit der Sichtbarkeit vom Winkel entscheidend.

Dazu wurde die Nut in vier Experimenten unter verschiedenen Winkeln zum Induktor untersucht. Dabei wurde die Erwärmung, wie bei allen vorhergegangenen Experimenten, mit einer Infrarotkamera von schräg oben aufgenommen (damit auch der Bereich direkt unter dem Induktor sichtbar ist) und 50 ms lang induktiv angeregt. Das Ergebnis bei 50 ms und bei 170 ms zeigt Abb. 6.14. Bei einem Winkel von  $90^\circ$  ist zu sehen, dass die äußeren Nutkanten



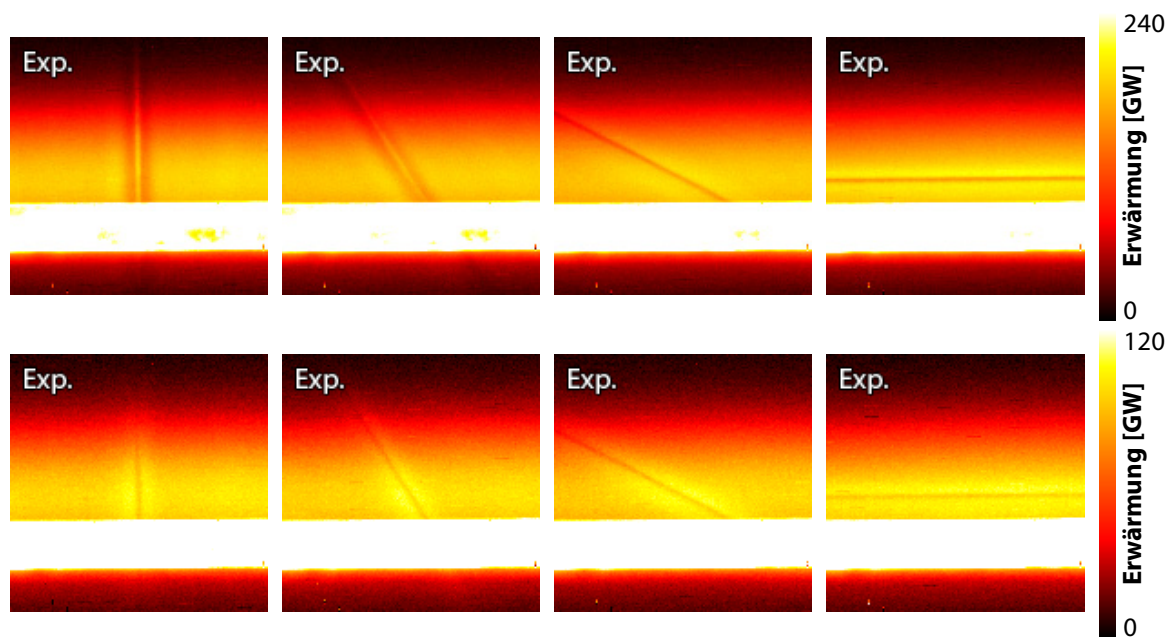


Abbildung 6.14: Wärmebild einer um (v.l.n.r.) 90°, 60°, 30° und 0° gedrehten Nut (ca. 1 mm breit) nach 50 (obere Reihe) und 170 ms (untere Reihe) bei einem 50 ms langen Induktionspuls (die experimentellen Ergebnisse wurden mit einer Infrarotkamera von schräg oben aufgenommen, um auch den Bereich direkt unter dem Induktor sichtbar zu machen; der Induktor ist als heller Streifen in den Bildern zu sehen)

nach 50 ms kälter sind, als das umliegende Material, der Nutboden dafür aber wärmer ist. Nach 170 ms sind, wie auch schon in Abschnitt 6.2.1.1 gezeigt worden ist, die äußeren Nutkanten wärmer als das umliegende Material. Bei abnehmenden Winkel wird es für den Strom immer einfacher dem Rissverlauf zu folgen und die Stromdichte an der äußeren Nutkante (in dem Bereich reduzierter Stromdichte) nimmt zu. Daher wird bei kleiner werdenden Winkeln auch der Effekt, dass nach 50 ms der Bereich neben der Nut kälter erscheint immer geringer, bis er bei 30° fast nicht mehr zu sehen ist. Bei 0° ist schließlich sogar eine leichte Erwärmung neben der Nut zu sehen. Diese resultiert aus dem Edge-Effekt der an den beiden Nutkanten auftritt. Der Effekt bei späteren Zeitpunkten (170 ms) ist dagegen bei allen Winkeln zu sehen. Bei einem Winkel von 0° resultiert dieser aber nicht aus der Wärme, die von der inneren Nutkante an die Oberfläche diffundiert, sondern aus der Ausbreitung der Wärme die an der äußeren Nutkante durch den Edge-Effekt entstanden ist.

## 6.2.2 Detektion von Schlitzen

Neben den bei der Herstellung von Stabstählen oder Stahldrähten auftretenden langen Oberflächenrissen, die im vorhergehenden Abschnitt behandelt worden sind, entstehen Risse typischerweise durch mechanische oder thermische Belastung und/oder durch Ermüdung des Materials während des Betriebs. Solche Risse resultieren aus einer Mikrorißbildung und wachsen durch weitere Belastung weiter an [GS01]. Daher ist es also nötig, nicht nur lange Oberflächenrisse oder Nuten detektieren zu können, sondern auch kurze Risse. Bei diesen Rissen kann der Strom aber in der Ebene um den Riss herum fließen. Daher wird, je kürzer der Riss ist und je tiefer der Riss in das Material hineinreicht, die Stromdichte an der inneren

Kante geringer und an den Rissspitzen höher. Bei Rissen die durch das Material hindurch reichen, kann kein Strom mehr in der Tiefe am Riss vorbeifließen.

Daher werden im Folgenden Schlitze als Modell für kurze Risse behandelt. Diese haben eine endliche Länge und die Rissflanken berühren sich nicht. Da der Effekt der Stromdichteüberhöhung an der inneren Schlitzkante schon im letzten Abschnitt ausführlich diskutiert worden ist, werden vorerst Schlitze behandelt, die durch das Material hindurchreichen. Abb. 6.15 zeigt das Modell eines solchen Schlitzes. Dieses Modell wurde für die Simulationsrechnungen und Experimente herangezogen. Die Platte hat dabei die Abmessungen  $5 \times 100 \times 100 \text{ mm}^3$  und der durchgehende Schlitz in der Darstellung hat die Ausmaße  $20 \times 0,5 \text{ mm}^2$ . Der Induktor ist wie bisher auch in z-Richtung ausgerichtet.

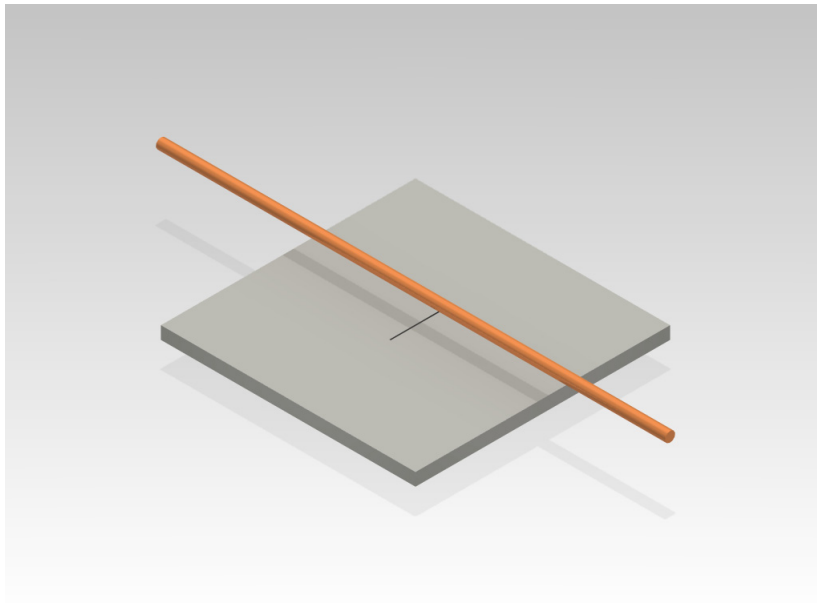


Abbildung 6.15: Modell zur Untersuchung der Detektion von Schlitzen (Größe:  $5 \times 100 \times 100 \text{ mm}^3$ )

### 6.2.2.1 Detektionsmechanismus und Stromflussstörung durch Schlitze

Abb 6.16 zeigt die Stromdichteverteilung an der Oberfläche des in Abb. 6.15 dargestellten Prüfteils. In dem Bereich um den Schlitz herum ist die Stromflussstörung, die wie bei Nuten sehr lokal wirkt, deutlich zu sehen. Außerhalb dieses schmalen Wirkungsbereichs ist keine Veränderung der Stromdichte zu sehen (nur der typische Proximity-Effekt durch die Induktion).

Bei genauerer Betrachtung der Stromdichteverteilung in der Umgebung des Schlitzes ist eine deutliche Überhöhung der Stromdichte an der Schlitzspitze (B) und eine Reduktion an der Schlitzflanke (A) zu sehen. Diese beiden Effekte sind, wie bei der Nut, eine Folge des von außen in z-Richtung vorgegebenen Stroms, der von dem Schlitz blockiert wird und daher um den Schlitz herumfließen muss. Dabei kommt es in der Mitte der Schlitzflanke, wie an den äußeren Nutkanten, zu einer Erniedrigung der Stromdichte, da der Strom abgelenkt wird.

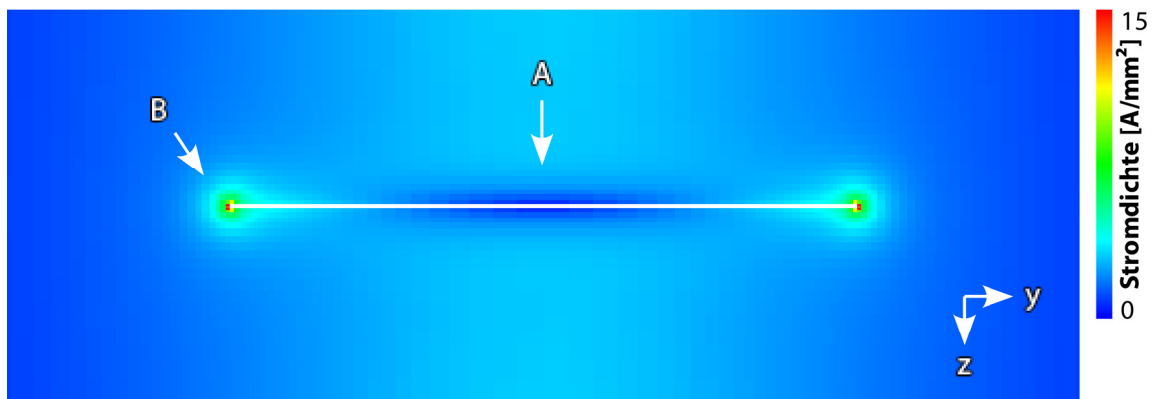


Abbildung 6.16: Veränderung der Stromdichteverteilung durch einen 0,1 mm breiten und 20 mm langen Schlitz (Simulationsrechnung mit einem in z-Richtung orientierten Induktor; die z-Richtung und damit die Stromrichtung ist in dieser Abbildung nach unten ausgerichtet)

Gleichzeitig kommt es zu einer Erhöhung der Stromdichte an den Schlitzspitzen, wie an den inneren Nutkanten, da hier der gesamte Strom um den Schlitz herumfließt.

Im Gegensatz zur Nut sind in diesem Fall aber die Bereiche, an denen die Stromdichte hauptsächlich verändert wird, nicht in der Tiefe, sondern an der Oberfläche zu finden. Daher führt diese Stromdichteverteilung zu der in Abb. 6.17 gezeigten Erwärmung. Diese muss dabei aber nicht, wie bei Nuten, an die Oberfläche diffundieren. Daher liegt keine zeitliche Abhängigkeit bis auf die durch Diffusion hervorgerufene zunehmende Unschärfe vor.

Wie Abschnitt 6.2.1.1 gezeigt hat, wird die Detektierbarkeit von Nuten, bei Materialien mit einer hohen thermischen Leitfähigkeit, durch die nötige kürzere Anreizungszeit eingeschränkt. Bei Schlitzten diffundiert die Wärme bei einer hohen thermischen Leitfähigkeit schneller von der Schlitzspitze in das umgebende Material und die Schlitzspitze erscheint diffuser. Daher muss auch hier, bei Materialien mit einer sehr hohen Diffusivität, entweder genügend Leistung (bei kurzer Pulsdauer) eingebracht oder eine Lock-In-Messung (siehe Anhang A.2) durchgeführt werden.

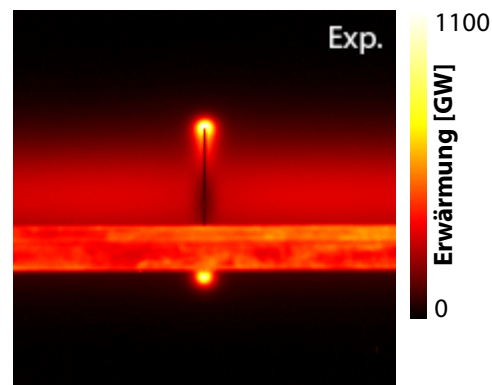


Abbildung 6.17: Schräg von oben aufgenommenes Wärmebild eines Schlitzes ( $20 \times 0,3 \text{ mm}^2$ ), der Induktor ist im Bild als roter Balken zu sehen

### 6.2.2.2 Abhängigkeit der Stromdichteverteilung von der Schlitzbreite

Wie der letzte Abschnitt gezeigt hat, erwärmen sich bei Schlitzten insbesondere die Spitzen, wodurch der Schlitz sichtbar wird. Da Schlitzte (oder auch Risse) aber nicht immer eng geschlossen sein müssen, ist, wie auch im Falle der Nut, die Abhängigkeit von der Schlitzbreite interessant.

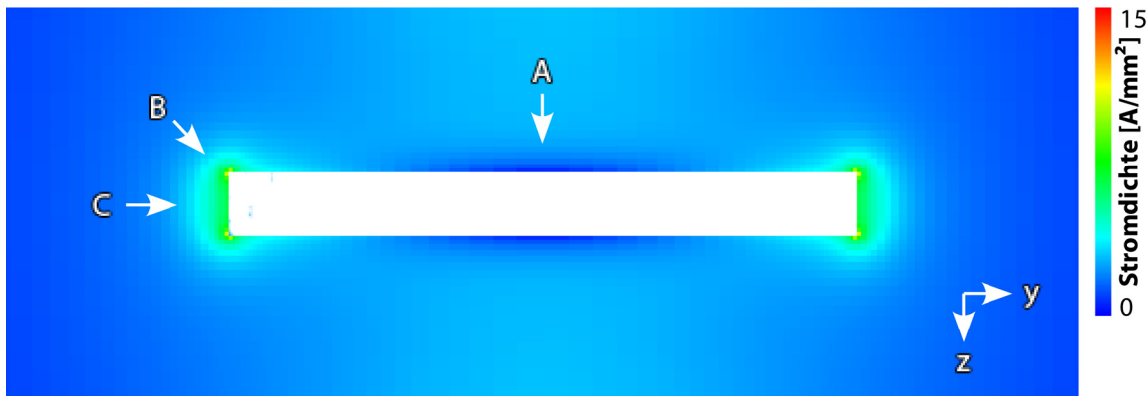


Abbildung 6.18: Veränderung der Stromdichteverteilung durch einen 2 mm breiten und 20 mm langen Schlitz (Simulationsrechnung mit einem in z-Richtung orientierten Induktor; die z-Richtung und damit die Stromrichtung ist in dieser Abbildung nach unten ausgerichtet)

In Abb. 6.18 ist wie in Abb 6.16 die Stromdichteverteilung an einem Schlitz zu sehen. In diesem Fall ist der Schlitz aber nicht 0,1 mm sondern 2 mm breit. Auch hier erwärmen sich die Schlitzspitzen (B). Da aber der Schlitz breiter ist, gibt es, wie es auch in Abschnitt 6.2.1.3 am Beispiel der Nuten zu sehen war, zwischen den beiden Kanten einer Schlitzspitze einen Bereich reduzierter Stromdichte (C). Dieses Phänomen erklärt sich daher analog zu Abschnitt 6.2.1.3: Die Stromdichte im Bereich der Schlitzspitze setzt sich additiv aus der ungestörten Stromdichte und der, von den beiden Schlitzkanten verursachten Stromdichteverteilungen zusammen. (Nut: Stromdichte in Nuttiefe und der, von den beiden Nutkanten verursachten Stromdichteverteilungen). Da bei der additiven Überlagerung der beiden Kanten bei breiten Schlitz diese kaum beeinflussen ist auch hier für einen möglichst breiten Schlitz der Effekt der einzelnen Kante am besten zu sehen. Die Stromdichteverteilung für schmalere Schlitz lässt sich durch verschobenes Addieren der durch die beiden Kanten hervorgerufenen Verteilungen berechnen.

Dies zeigt Abb. 6.19, wie vorher schon Abb. 6.11 (in der die Stromdichte an der Nutspitze aufgetragen ist), in der die Stromdichte entlang der z Achse für 5, 1 und 0,1 mm breite Schlitz in Schwarz aufgetragen ist. Die durch die additive Überlagerung, der passend verschobenen Stromdichteverteilungen der Schlitzkanten eines 10 mm breiten Schlitzes, berechnete Stromdichteverteilung ist zusätzlich in Rot aufgetragen.

Daher ist auch die Stromdichteerhöhung durch den 0,1 mm breiten Schlitz etwa doppelt so hoch wie die für den 5 mm breiten Schlitz. Da zudem die Stromdichte nach (4.41) quadratisch in die Erwärmung eingeht, erwärmen sich die Schlitzspitzen bei schmaleren Schlitz deutlicher und die Schlitz sind einfacher zu detektieren.

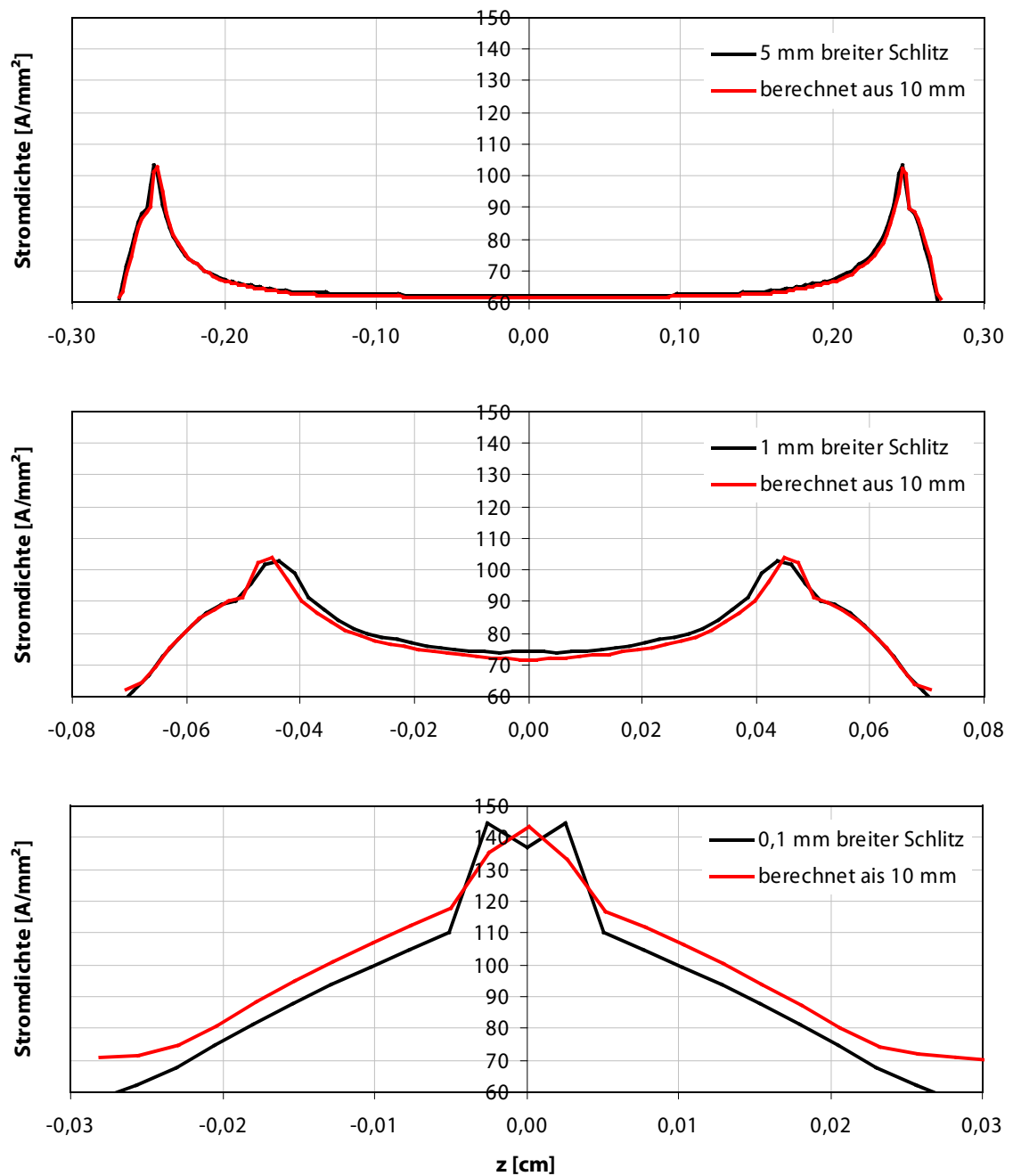


Abbildung 6.19: Stromdichteverteilung an der Schlitzkante für 5, 1 und 0,1 mm breite Schlitz

Schwarze Kurven: FE Simulation

Rote Kurven: Aus der FE-Simulation eines 10 mm breiten Schlitzes, durch additive Überlagerung der passend verschobenen rechten und linken Stromdichteverteilung an den Schlitzkanten berechnet

### 6.2.2.3 Abhängigkeit der Stromdichteverteilung von der Schlitzlänge

Durch die Notwendigkeit, möglichst kurze Risse detektieren zu können, ist neben der Abhängigkeit der Stromdichteverteilung von der Schlitzbreite auch die Abhängigkeit von der Schlitzlänge interessant. Wie an Abb. 6.20 zu sehen ist, entspricht die Verteilung der Stromdichte in der Tiefe an einem Schlitz nicht dem sonst üblichen exponentiellen Abfall auf Grund des Skin-Effektes, sondern der Strom verteilt sich in der Nähe des Schlitzes über einen größeren Bereich in der Tiefe. Dieser Bereich nimmt dabei, ausgehend von dem im ungestörten Fall vorherrschenden exponentiellen Abfall, mit wachsender Schlitzlänge zu.



Abbildung 6.20: Simulierte Stromdichteverteilung an einem Schlitz (Dicke des Prüfteils: 5 mm, Länge des Schlitzes 20 mm)

Dadurch lässt sich das Anwachsen der Stromdichte nicht einfach durch Integration über die durch den Proximity-Effekt vorgegebene Verteilung der Stromdichte berechnen. Die Stromdichte wächst vielmehr langsamer an. Daher wurden, um den Anstieg der Stromdichte an den Schlitzspitzen mit der Schlitzlänge zu berechnen, mehrere Simulationsrechnungen durchgeführt. Das Ergebnis dieser Rechnungen zeigt Abb 6.21. Um aber nur den Effekt der Erhöhung der Stromdichte durch den Schlitz aufzutragen, wurde dabei die Stromdichte eines Prüfteils ohne Schlitz an der jeweils gleichen Stelle abgezogen.

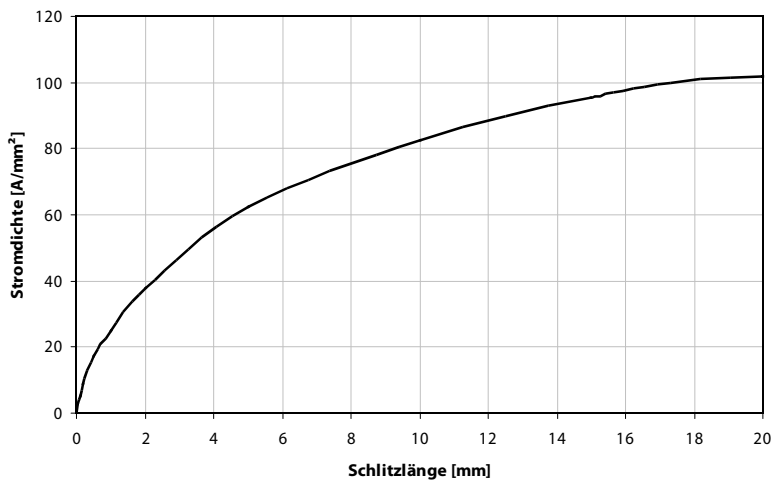


Abbildung 6.21: Erhöhung der Stromdichte an der Schlitzspitze (C) bei verschieden langen Schlitzlen (Simulation)

Die Stromdichte nimmt mit der Länge des Schlitzes stetig zu. Da das Integral über (4.34), also über das Magnetfeld an der Oberfläche und damit auch über die Stromdichte, für breite Prüfteile konvergiert und da die Stromdichte an der Schlitzspitze langsamer ansteigt als dieses Integral, muss auch die Stromdichte an der Schlitzspitze konvergieren. Der Anstieg lässt sich mit einem Arkustangens beschreiben. Bei einem Fit der Daten mit der Arkustangensfunktion konvergiert die Stromdichte in diesem Fall gegen ca.  $105 \text{ A/mm}^2$ .

Da aber, je länger der Schlitz ist, die Stromdichte auch über einen größeren Bereich in der Tiefe verteilt ist, ändert sich nicht nur die Intensität, sondern auch das Zeitsignal.

#### 6.2.2.4 Abhängigkeit der Detektionsempfindlichkeit vom Winkel zwischen vorgegebener Stromflussrichtung und Schlitz

Im Normalfall ist die Wachstumsrichtung von Rissen vor der Prüfung nicht bekannt, da sie nicht immer in die gleiche Richtung zeigt, sondern sehr von der Geometrie des Prüfteils und von den Belastungen auf das Prüfteil abhängt. Daher muss, wie im Falle der Nut, die Abhängigkeit der Detektierbarkeit des Schlitzes in Abhängigkeit des Winkels zwischen der von außen vorgegebenen Stromflussrichtung (durch Induktor oder Kontaktierung) und des Schlitzes untersucht werden. Dazu wurde in einem Experiment ein Prüfteil wie es Abb. 6.15 zeigt unter verschiedenen Winkeln untersucht. Um dabei auch den Bereich unter dem Induktor sichtbar zu machen, wurde die Platte von schräg oben aufgenommen.

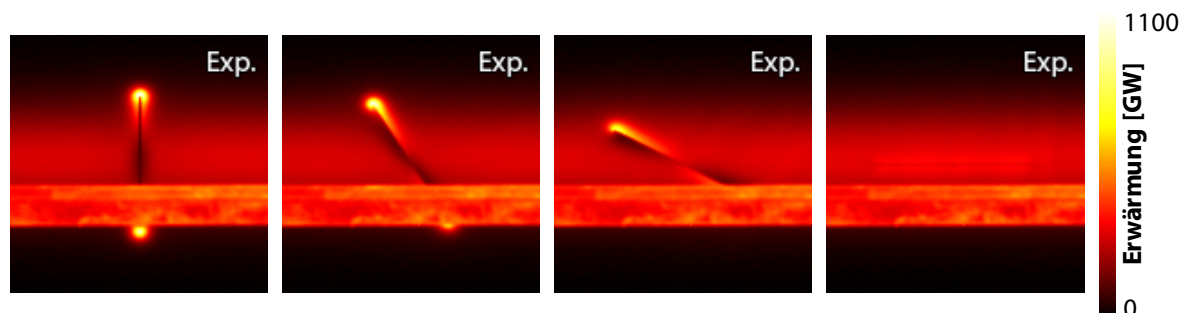


Abbildung 6.22: Wärmebild eines um  $90^\circ$ ,  $60^\circ$ ,  $30^\circ$  und  $0^\circ$  gedrehten Schlitzes (Schlitzmaße:  $20 \times 0,3 \text{ mm}^2$ ; die experimentellen Ergebnisse wurden mit einer Infrarotkamera von schräg oben aufgenommen, um auch den Bereich direkt unter dem Induktor sichtbar zu machen; der Induktor ist in den Bildern als roter Balken zu sehen)

Wie in Abb. 6.22 zu sehen ist, ergibt sich für einen Winkel von  $90^\circ$  das gewohnte Bild, dass sich die Schlitzspitzen deutlich erwärmen. Diese Erwärmung nimmt bei größer werdendem Winkel immer weiter ab, bis es bei einem Schlitz, der parallel zur Stromflussrichtung ausgerichtet ist, fast kein Signal mehr gibt. Das Restsignal, das bei  $0^\circ$  noch zu sehen ist, ergibt sich aufgrund der endlichen Breite der Nut, wodurch die Stromdichte an den Flanken noch immer etwas verstärkt wirkt.

Bei genauerer Betrachtung des  $30^\circ$ - und  $60^\circ$ -Winkels in Abb. 6.22 fällt außerdem die Erwärmung auf der einen Seite des Schlitzes und die Abkühlung auf der anderen Seite auf. Dieses Phänomen ist durch Abb. 6.23, in der die Stromdichte skizziert ist, einfach zu verstehen, da

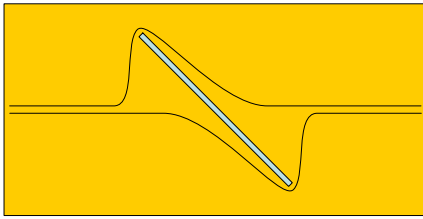


Abbildung 6.23: Skizzierte Stromflusslinien

wegen der Geometrie auf der einen Seite des Schlitzes die Stromdichte höher und auf der anderen Seite niedriger ist. Dies ist aber genau der Effekt der in dem Beispiel in Abb. 2.7 im schräg liegenden Teil des Risses zu sehen gewesen ist.

In Abb. 6.24 ist die Temperatur an der Schlitzspitze abzüglich der in einem ungeschädigten Prüfteil an dieser Stelle herrschenden Temperatur aufgetragen. Zusätzlich eingetragen ist ein sinusförmiger Zusammenhang zwischen Winkel und Erwärmung.

Zusätzlich eingetragen ist ein sinusförmiger Zusammenhang zwischen Winkel und Erwärmung.

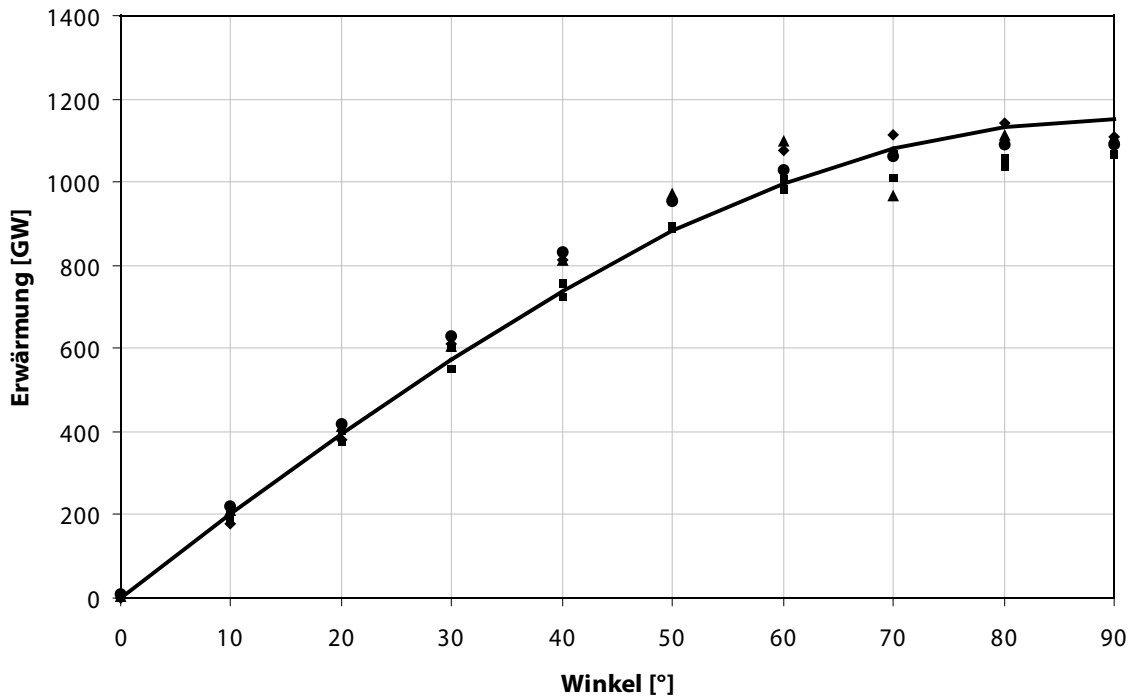


Abbildung 6.24: Experimentell ermittelte Temperaturerhöhung an den Schlitzspitzen

Um also Risse in allen Winkeln sicher nachweisen zu können, müssen sowohl mit induktiver als auch mit konduktiver (galvanischer) Kopplung zwei Untersuchungen mit verschiedenen (am besten um 90° versetzten) Stromflussrichtungen durchgeführt werden.

Neben diesem direkten Nachweis durch die Erwärmung der Schlitzspitzen können Schlitz, Nuten oder Risse auch (in speziellen Fällen) durch die Störung der Wärmediffusion nachgewiesen werden. Die Wärmediffusion erfolgt aufgrund des Temperaturgradienten im Material von wärmeren zu kälteren Orten. Es können also Defekte, anhand dieses Effektes, nur in jenen Bereichen des Prüfteils nachgewiesen werden, in dem der Gradient stark genug ist. Bei induktiver Anregung fällt beispielsweise die Stromdichte und damit auch die Erwärmung



neben dem Induktor ab. Zudem ist der Nachweis umso einfacher, je mehr die Wärmeausbreitung gestört wird. Dies ist bei einem möglichst kleinen Winkel zur Stromflussrichtung gegeben. Daher ist es durch diesen Effekt möglich, insbesondere auch solche Defekte nachzuweisen, die den Stromfluss nicht stören.

*Abbildung 6.25: Nachweis eines Schlitzes ( $20 \times 0,3 \text{ mm}^2$ , 100 ms Anregung, Bild nach 480 ms) durch Wärmediffusion, der parallel zur Stromrichtung ausgerichtet ist (der Induktor ist im Bild als granularer rot-gelber Balken zu sehen)*

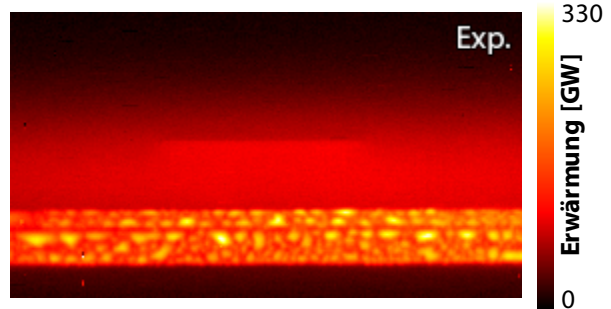


Abb 6.25, bei dem das Infrarotbild von schräg oben aufgenommen worden ist, zeigt ein Experiment in dem ein 20 mm langer und 0,3 mm breiter Schlitz zwar parallel zu dem Induktor, aber neben dem Bereich maximaler Temperatur durch den Induktor positioniert ist. Wie zu sehen ist, stört dieser Schlitz die Wärmediffusion so, dass die Schlitzflanke, die näher an dem Induktor ist, wärmer ist und die Schlitzflanke, die sich hingegen weiter weg befindet, kälter ist. Daher ist zwar für Schlitz (und Defekte), die parallel zur Stromflussrichtung ausgerichtet sind, der Nachweis durch die Störung des Stromflusses nicht möglich, allerdings konnte durch die Störung des Wärmefflusses (indirekter Nachweis) der Schlitz sehr wohl nachgewiesen werden.

### 6.2.2.5 Abhängigkeit der Detektionsempfindlichkeit von der Position des Induktors

Bei induktionsthermographischen Untersuchungen werden, wie es die Abschnitte 5.1.4 und 5.1.5 gezeigt haben, direkt unter dem Induktor die höchsten Stromdichten erzeugt. Daher ist für solche Untersuchungen neben der Abhängigkeit vom Winkel zwischen Induktor und Defekt auch die Abhängigkeit von der Position des Induktors, also dem Abstand in y-Richtung zwischen Induktor und Defektmittelpunkt interessant für die Detektionsempfindlichkeit.

Zu dieser Problemstellung zeigt Abb. 6.26 drei experimentelle Ergebnisse, die von schräg oben mit der Infrarotkamera aufgenommen worden sind, um auch den Bereich direkt unter dem Induktor sichtbar zu machen. Einmal liegt der Mittelpunkt des 20 mm langen Schlitzes direkt unter dem Induktor, einmal um 10 mm, daher liegt eine der Schlitzspitzen direkt unter dem Induktor und einmal um 20 mm verschoben. Dabei sind bei 0 mm beide Schlitzspitzen gut, bei 10 mm eine sehr gut und die andere fast nicht mehr zu sehen, und schließlich bei 20 mm nur noch die Untere sichtbar.

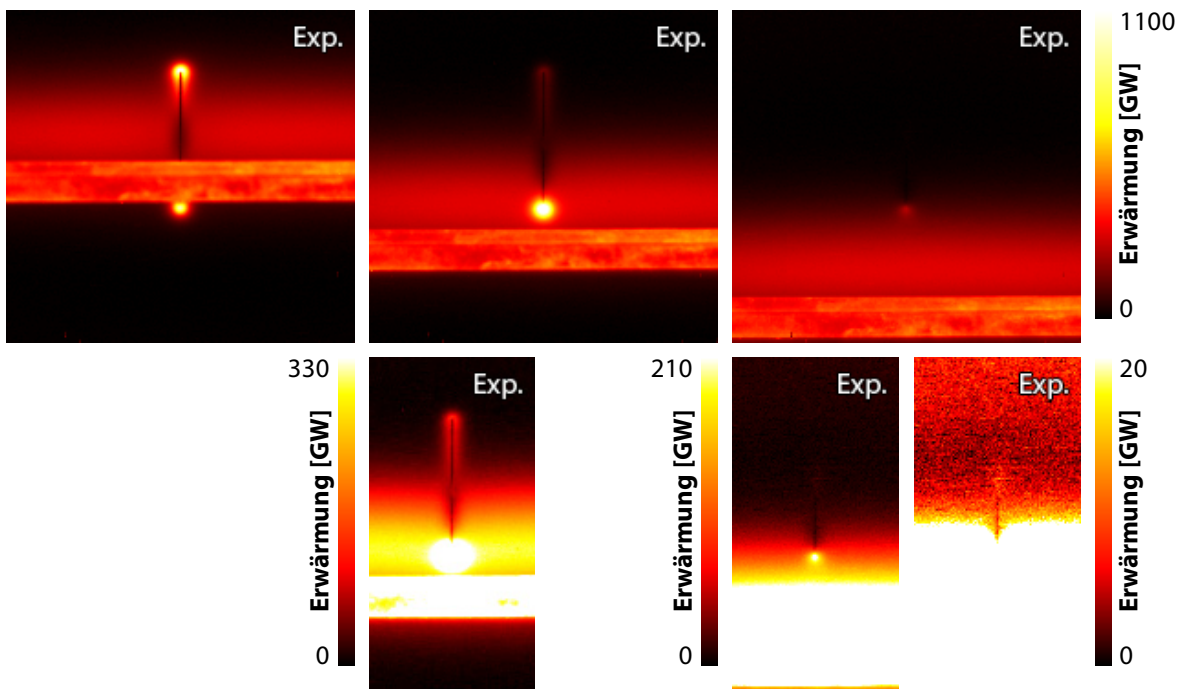


Abbildung 6.26: 20 mm langer Schlitz direkt unter dem Induktor und um 10 mm bzw. 20 mm verschoben (die experimentellen Ergebnisse wurden mit einer Infrarotkamera von schräg oben aufgenommen, um auch den Bereich direkt unter dem Induktor sichtbar zu machen; der Induktor ist in den Bildern als roter Balken zu sehen)

Unten: Anpassung des Kontrastes zum Nachweis der Schlitzspitzen der um 10 mm bzw. 20 mm verschobenen Schlitz

Durch Anpassung des Kontrastes wird, wie Abb. 6.26 unten zeigt, zwar der Nachweis der oberen Schlitzspitze des um 10 mm verschobenen Schlitzes und der unteren Schlitzspitze des um 20 mm verschobenen Schlitzes vereinfacht, ein Nachweis der oberen Schlitzspitze des um 20 mm verschobenen Schlitzes ist aber nicht möglich, da das Signal im Rauschen untergeht.

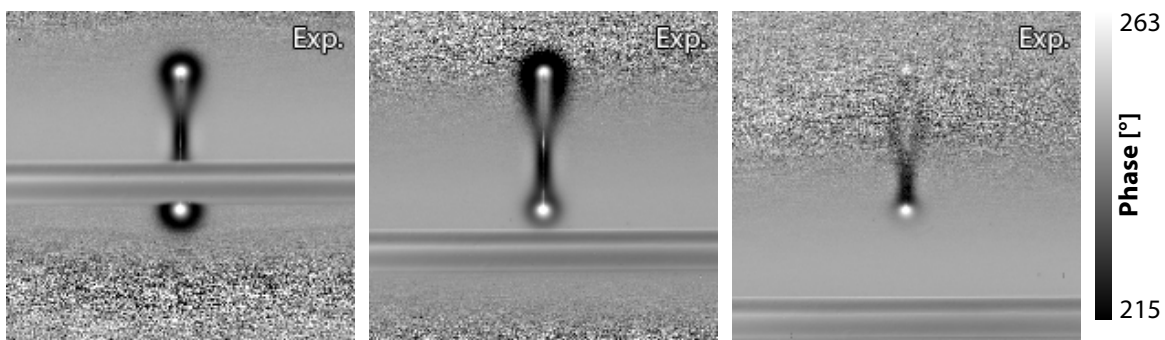


Abbildung 6.27: Ergebnisse (Phasenbild) der Puls-Phasen-Auswertung des Experimentes aus Abb. 6.26

Um alle Schlitze problemlos nachweisen zu können, kann man statt der simplen Zwei-Bild-Korrektur, siehe Anhang A.1, das Phasenbild der Puls-Phasen-Auswertung, siehe Anhang A.3 herangezogen werden (Abb. 6.27). Durch die Puls-Phasen-Auswertung trennt man die Zeitinformation (Phase) von der Amplitudeninformation und durch die damit verbundene Verbesserung des Signal/Rausch-Verhältnisses bleibt der Riss erkennbar, solange die Amplitude hoch genug ist, um daraus noch eine verwertbare Phaseninformation zu erhalten.

Andererseits ist es aber möglich, dass man, um Risse in dem gesamten Prüfteil nachzuweisen, wie schon in Abschnitt 5.1.5 ausgeführt wurde, mehrere Untersuchungen bei verschiedenen Positionen durchführt. Wenn diese Positionen eng genug gewählt werden und am besten für jede Position eine Puls-Phasen-Auswertung durchgeführt wurde, ist die Stromdichte an allen Stellen einer Probe hoch genug, um Schlitze nachzuweisen. Schließlich kann man sämtliche Ergebnisbilder aneinanderfügen und erhält ein Gesamtbild. Das Ergebnis hängt aber, wie Abschnitt 6.2.2.4 gezeigt hat, vom Winkel zwischen Induktor und Riss ab. Daher muss, zum Nachweis von Schlitzen in beliebiger Orientierung diese Technik des schrittweisen Prüfens zweimal durchgeführt werden, wenn der Effekt von Schlitzen, die Parallel zum Induktor verlaufen und daher den Wärmefluss stören sollten, zu gering ist.

### 6.2.3 Detektion von Schlitzen mit einer endlichen Tiefe

In den vorhergehenden Abschnitten wurden Risse anhand zweier Modelle behandelt. In einen Fall war es ein Modell für lange Oberflächenrisse oder Nuten, die durch den Effekt zu sehen sind, dass an den äußeren Kanten des Risses die Stromdichte geringer und an den inneren höher ist. Dadurch bleibt das Material in direkter Umgebung der Nut zuerst kälter

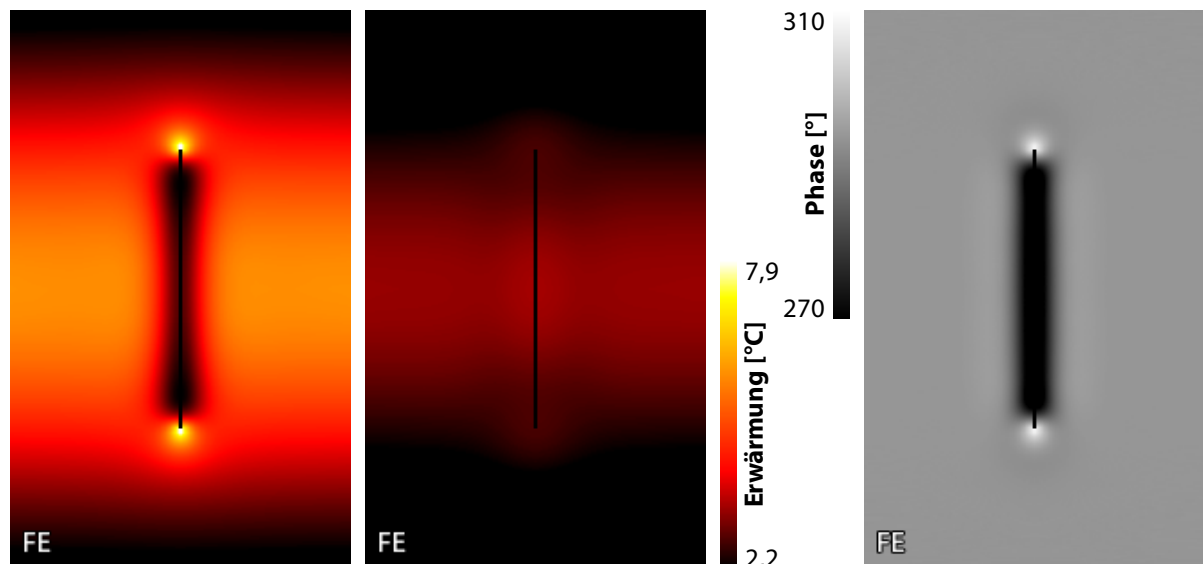


Abbildung 6.28: Simuliertes Ergebnis einer induktionsthermographischen Untersuchung eines 10 mm langen, 0,1 mm breiten und 0,9 mm tiefen (entspricht einer Skintiefe) Schlitzes mit einem Induktionspuls von 50 ms Länge (linkes Bild bei 50 ms, mittleres Bild bei 200 ms, rechtes Bild zeigt das Phasenbild der Puls-Phasen-Auswertung), der ausgeblendete Induktor ist horizontal ausgerichtet und liegt in der Mitte der Bilder über dem Prüfkörper

und wird später durch die aus der Tiefe an die Oberfläche diffundierende Wärme wärmer. Im zweiten Fall wurde ein Modell behandelt, das Risse approximiert, die durch Belastung oder Ermüdung des Materials entstehen und endlich lang sind. In diesem Modell waren die „Risse“ nur durch die Erwärmung der Schlitzspitzen zu sehen.

Im Folgenden werden daher, um Risse besser beschrieben zu können, diese beiden Modelle kombiniert. Es wird also eine Kombination aus Schlitz und Nut, das heißt ein Schlitz endlicher Tiefe bzw. eine Nut endlicher Länge behandelt.

Abb. 6.28 zeigt das Ergebnis einer Untersuchung an einem Prüfteil mit einem Schlitz endlicher Tiefe (eine Skintiefe). Dieses Prüfteil wurde per induktiver Anregung 50 ms lang erwärmt. Das Bild nach 50 ms zeigt, dass die Schlitzspitzen wärmer und die Schlitzflanken kälter sind, als das umgebende Material, also das typische Signal eines Schlitzes. Bei einem Vergleich mit Abb. 6.17 fällt aber auf, dass der Bereich geringerer Temperatur entlang der Schlitzflanken deutlich länger ist. Des Weiteren ist die Temperatur an den Schlitzspitzen niedriger. Dies resultiert beides aus dem Effekt, dass der Strom auf Grund der endlichen Tiefe des Schlitzes, auch unter dem Schlitz durchfließen kann. Das Bild nach 200 ms zeigt, dass sich die Schlitzflanken nach dem Ende des Induktionspulses weniger abkühlen als das umgebende Material. Dies resultiert, wie bei Nuten durch die Wärme, die von der inneren Schlitzkante an die Oberfläche diffundiert ist. Das Phasenbild der Puls-Phasen-Auswertung zeigt schließlich deutlich den Effekt der Nut.

Da ein realer Riss meist wie in diesem Beispiel endlich lang ist und auch meist eine endliche Tiefe hat, bietet es sich an für eine bessere Approximation das Modell der Nut und das des Schlitzes und deren Effekte zu kombinieren.

## 6.3 Realistische Rissmodelle

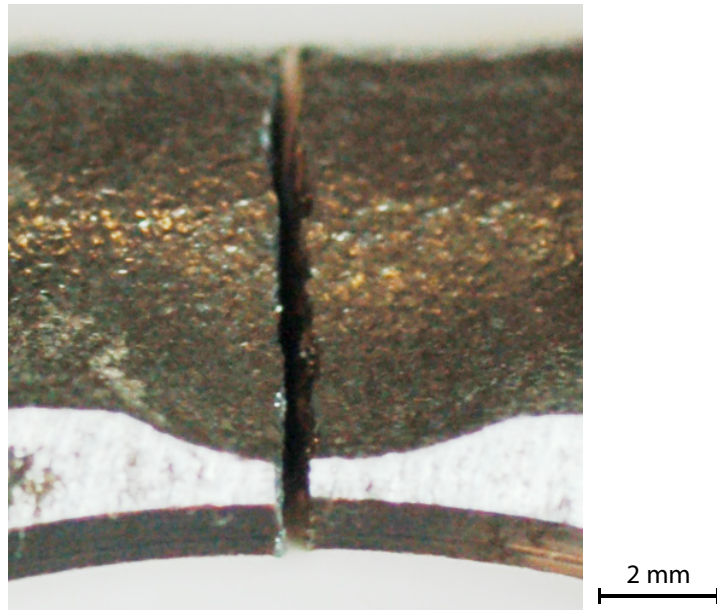


Abbildung 6.29: Per Gewaltbruch erzeugter Riss, der mit einer Schraube zusammengepresst werden kann (zum Fotografieren auseinandergenommen)

Abb. 6.29 zeigt einen per Gewaltbruch erzeugten Riss, der durch eine Schraube zusammengepresst werden kann. Das induktionsthermographische Ergebnis zeigt Abb. 6.30, in dem der Riss mit steigenden Flächenpresskräften zusammengepresst wurde.

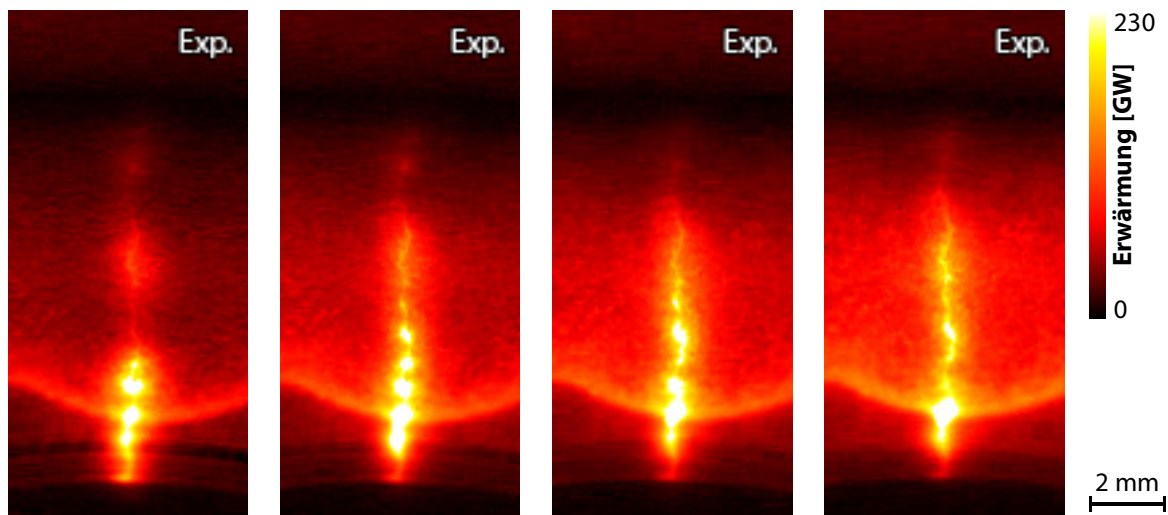


Abbildung 6.30: Experimentelles Ergebnis einer Untersuchung an einem Prüfteil mit einem per Gewaltbruch erzeugten Riss, der mit einer Schraube mit einem Anzugsmoment von 1, 2, 4 und 10 Nm wieder zusammengepresst wurde (der Induktor ist in den Bildern oberhalb des Risses schwach als roter Bereich zu sehen)

Dabei sieht man zum einen einzelne Stellen, die sich besonders erwärmen („Hot-Spots“) und zum anderen, dass bei höheren Flächenpresskräften die Wärmeverteilung homogener wird. Diese Beobachtungen und insbesondere die Effekte der Veränderung der Flächenpresskraft lassen sich nicht mit den bisherigen Modellen beschreiben.

Daher werden im Folgenden zwei Erweiterungen der bisherigen Modelle dargestellt, mithilfe derer Risse besser beschrieben werden können. Zum einen wird genauer darauf eingegangen, an welchen Stellen sich der Riss erwärmt. Auf der anderen Seite wird der Riss als ein Bereich niedrigerer elektrischer Leitfähigkeit betrachtet.

### 6.3.1 Berührungspunktmodell

Das Modell in Abschnitt 6.2.2 geht von einem endlich langen Schlitz aus. Daher gibt es bei diesem Modell auch genau zwei Stellen, die sich erwärmen, nämlich die Rissspitzen. Ein realer Riss wird aber zwischen diesen Stellen bzw. eventuell auch in der Tiefe Berührstellen haben, über die der Strom fließen kann. An diesen Stellen kommt es – wie auch an den Rissspitzen – zu einer lokalen Erhöhung der Stromdichte und folglich zu einer Erwärmung.

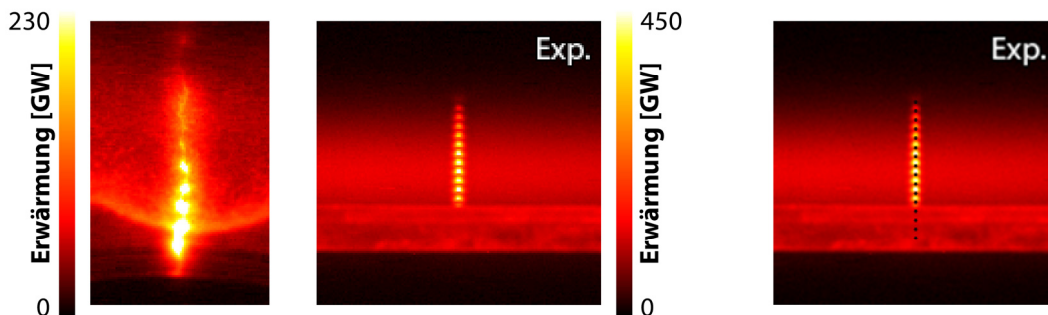


Abbildung 6.31: Experimentell ermittelte Indikation von 16 nebeneinander angeordneten 1 mm-Bohrungen (als Modell für einen 20 mm langen Riss mit 15 Berührungspunkten; der Induktor ist im Bild als roter Balken zu sehen) im Vergleich mit dem Ergebnis aus Abb. 6.30 rechts: Ergebnisbild, bei dem zusätzlich zum Infrarotbild die Löcher schwarz markiert sind

Um ein Modell für einen solchen Riss zu erstellen, wurde ein Prüfteil mit 16 kleinen (1 mm Durchmesser), eng aneinander liegenden Bohrungen angefertigt. Das induktionsthermographische Ergebnis ist in Abb. 6.31 zu sehen, wobei sich jeder Zwischenraum zwischen den Bohrungen und zusätzlich auch die „Rissspitzen“ erwärmen. Die obere Rissspitze ist dabei die oberste in der Abbildung zu sehende Indikation.

Dieses Modell beschreibt den Effekt der in Abb. 6.30 und auch schon in Abb. 2.7 beobachteten Hot Spots sehr gut. Bei diesem per Gewaltbruch erzeugten Riss gibt es mehrere Berührstellen, von denen jede einen Hot Spot erzeugt. Da diese Berührstellen aber auch etwas in der Tiefe liegen können, erscheinen die Hot Spots teilweise diffus. Bei höheren Flächenpresskräften nimmt die Anzahl der Berührstellen zu. Dadurch nimmt die Stromdichte an jedem einzelnen Hot Spot ab und die Rissindikation erscheint homogener.

Bei kleiner werdenden Winkeln zwischen Induktor und „Riss“ (siehe Abb. 6.32), wird die Intensität der Indikationen, wie auch bei Nuten und Schlitzten, immer kleiner. Bei  $0^\circ$  bleiben

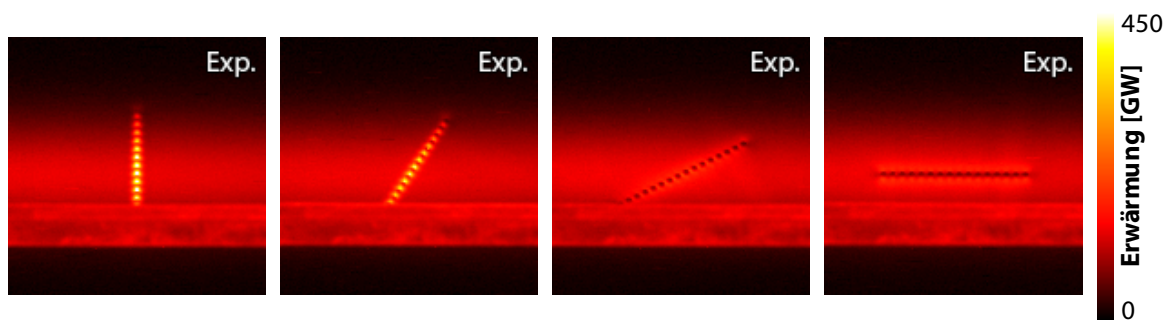


Abbildung 6.32: Abhängigkeit der Indikation von 16 nebeneinander angeordneten 1 mm Bohrungen für verschiedene Winkel ( $90^\circ$ ,  $60^\circ$ ,  $30^\circ$  und  $0^\circ$ ) zwischen Induktor und „Riss“ (der Induktor ist in den Bildern als roter Balken zu sehen)

die Zwischenräume zwischen den Bohrungen sogar kälter, als das ungestörte Material und der Bereich über und unter den Bohrungen erwärmt sich stärker. Dies ist aber wieder nur ein Effekt des Bohrungsdurchmessers, da der Strom an den Bohrungen vorbeifließen muss. Dadurch wird die Stromdichte neben den Bohrungen erhöht und der Strom fließt, aufgrund der kleinen Abstände der Löcher, nicht in den Bereich zwischen den Löchern zurück.

Bei nutartigen Rissen, wie sie in Abschnitt 6.2.1 diskutiert worden sind, ändert sich die Stromdichteverteilung durch Berührstellen ähnlich wie bei den bisher betrachteten schlitzartigen Rissen. Es ist also die Stromdichte an jeder Berührstelle erhöht. Dadurch muss in der Nähe einer Berührstelle der Strom auch nicht mehr unter dem Riss durchfließen und die typische Signatur der Erwärmung einer Nut wird abgeschwächt. Außerdem wird dadurch auch die in Abschnitt 6.2.1.2 erwähnte Abschätzung der Tiefe erschwert.

### 6.3.2 Leitfähigkeitsmodell: Bereich niedrigerer elektrischer Leitfähigkeit

Da bei einer weiteren Zunahme der Berührstellenkonzentration die einzelnen Berührstellen nicht mehr auflösen sind, kann man für Risse dieser Art annehmen, dass sich durch ein Modell beschreiben werden können, in dem der Riss aus einem Material mit einem erhöhten Widerstand, also einer erniedrigten elektrischen Leitfähigkeit besteht.

Um dieses Modell zu überprüfen, wurde der in 6.2.2 untersuchte Schlitz in einigen Simulationsrechnungen mit einem Material der elektrischen Leitfähigkeit  $\sigma_{\text{Riss}}$  gefüllt. Bei der Variation von  $\sigma_{\text{Riss}}$  in Abb. 6.33 ist zu erkennen, dass sich bei einer leicht abgeschwächten Leitfähigkeit (b) der Riss in der gesamten Länge erwärmt (die Stromdichte ist zwar im Riss geringer, die Erwärmung ist aber durch den erhöhten Widerstand höher). Bei einer stärker abgeschwächten Leitfähigkeit (c) erwärmt sich zwar der Riss in der gesamten Länge stärker, da aber schon ein Teil des Stroms um die Risspitzen herumfließt, erwärmen sich auch diese. Bei einer sehr stark abgeschwächten elektrischen Leitfähigkeit (d) erwärmen sich, wie im Falle eines Schlitzes (e), nur noch die Risspitzen und der Bereich dazwischen bleibt kalt.

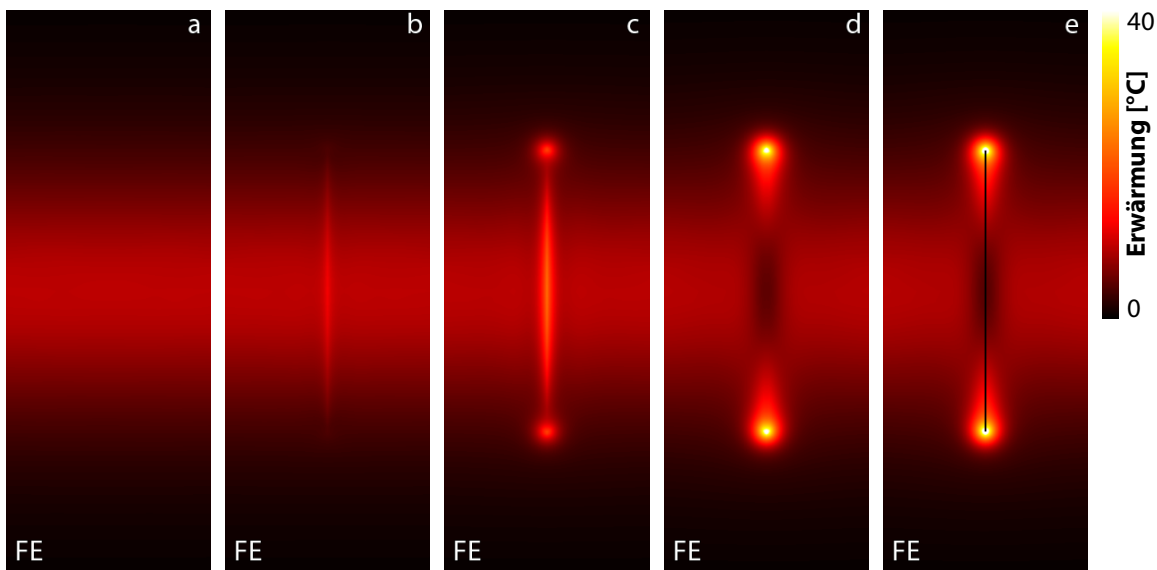


Abbildung 6.33: Per Simulation berechnete Ergebnisbilder einer induktionsthermographischen Untersuchung (der ausgeblendete Induktor ist horizontal ausgerichtet und liegt in der Mitte der Bilder über dem Prüfkörper) eines 20 mm langen und 0,1 mm breiten Schlitzes der mit einem Material, das eine im Vergleich zum Grundmaterial veränderten elektrischen Leitfähigkeit aufweist, gefüllt ist

a)  $\sigma_{Riss} = \sigma_{Prüfteil}$  , b)  $\sigma_{Riss} = 0,13 \sigma_{Prüfteil}$  , c)  $\sigma_{Riss} = 1,4 \cdot 10^{-3} \sigma_{Prüfteil}$  , d)  $\sigma_{Riss} = 1,5 \cdot 10^{-5} \sigma_{Prüfteil}$  , e)  $\sigma_{Riss} = 0$

Wie im Experiment in Abb. 6.30 zu sehen ist, kann man, je höher die Anpresskraft wird, umso weniger einzelne Berührstellen erkennen und die Erwärmung entlang des Risses wird zugleich homogener. Dies ist mit der Simulation konsistent: Bei Erhöhung der Flächenpresskraft erhöht sich der Berührflächenanteil und dadurch auch die elektrische Leitfähigkeit [GW66]. Daher sieht man bei einer niedrigen Anpresskraft, also einer niedrigen Leitfähigkeit, eher nur die Rissspitzen bzw. zusätzlich vorhandene Berührstellen. Bei einer höheren Anpresskraft, also bei einer höheren Leitfähigkeit, sieht man eher eine homogene Erwärmung zwischen den Berührstellen.

Bei einer sehr hohen Anpresskraft, die experimentell nicht mehr herzustellen war, sollte die elektrische Leitfähigkeit irgendwann so hoch werden, dass der Riss schlechter sichtbar wird.

Abb. 6.34 zeigt die Erwärmung der Mitte des Risses und der Rissspitze in Abhängigkeit von der relativen elektrischen Leitfähigkeit des Modellrisses.



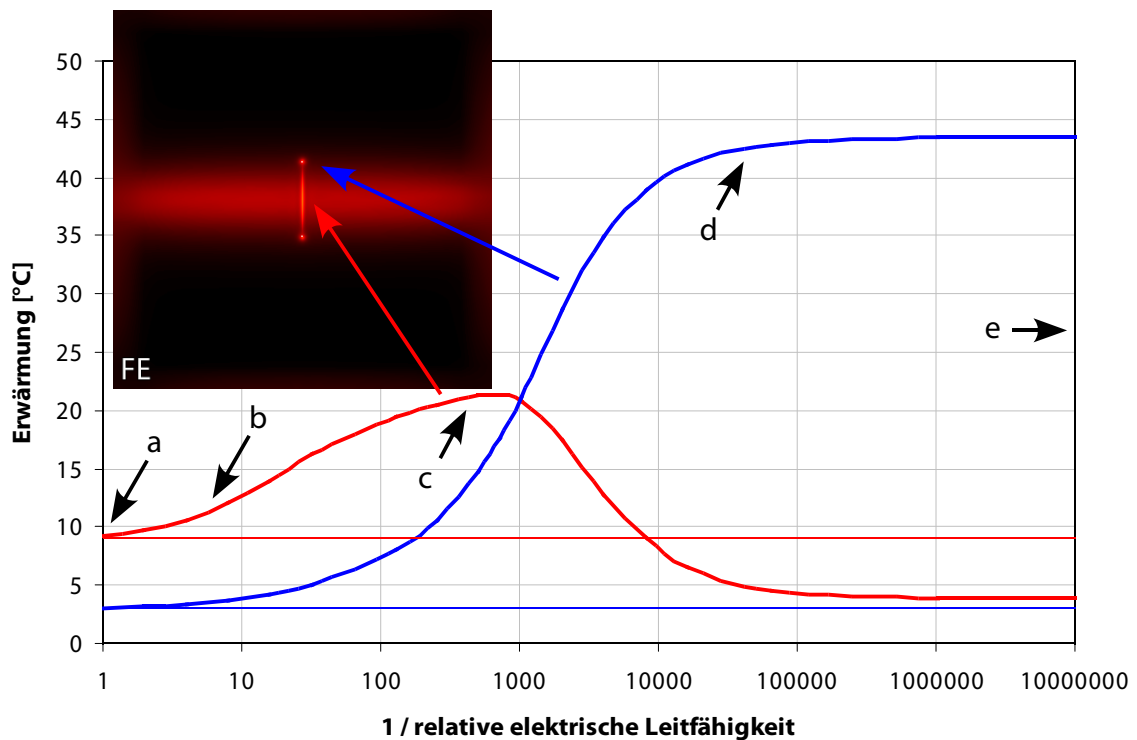


Abbildung 6.34: Simulierte Temperaturerhöhung an der Risspitze (blau) und in der Mitte des Risses (rot) in Abhängigkeit der Erhöhung des elektrischen Widerstandes des Risses im Vergleich zur Erwärmung des Prüfteils ohne Riss (dünne Linien); des Weiteren sind mit a, b, c, d und e die relativen elektrischen Leitfähigkeiten aus Abb. 6.33 eingezeichnet

Genauso wie die bisher in diesem Abschnitt behandelten schlitzartigen Risse mit einer hohen Konzentration von Berührstellen können auch solche nutartigen Risse (siehe Abschnitt 6.2.1 und 6.3.1) durch ein Modell beschrieben werden können, in dem der Riss aus einem Material mit einem erhöhten Widerstand besteht.

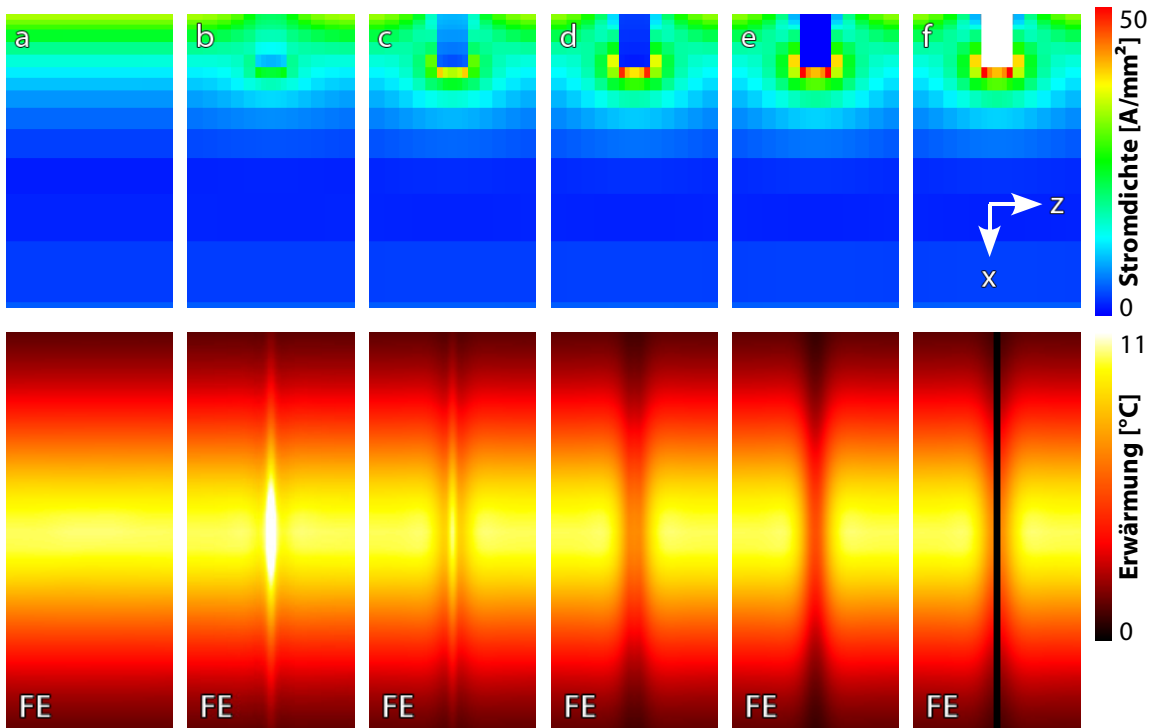


Abbildung 6.35: Stromdichteverteilungen in der Tiefe (oben) und die dazu passenden Bilder der Erwärmung von oben (unten) einer 0,5 mm breiten und 0,9 mm (1 Skintiefe) tiefen Nut die mit einem Material gefüllt ist, das eine im Vergleich zum Grundmaterial veränderten elektrischen Leitfähigkeit aufweist (der ausgeblendete Induktor ist horizontal ausgerichtet und liegt in der Mitte der Temperaturbilder über dem Prüfkörper)

a)  $\sigma_{Riss} = \sigma_{Prüfteil}$  , b)  $\sigma_{Riss} = 0,25 \sigma_{Prüfteil}$  , c)  $\sigma_{Riss} = 0,063 \sigma_{Prüfteil}$  , d)  $\sigma_{Riss} = 0,016 \sigma_{Prüfteil}$  ,  
 e)  $\sigma_{Riss} = 3,9 \cdot 10^{-3} \sigma_{Prüfteil}$  , f)  $\sigma_{Riss} = 0$

Abb. 6.35 zeigt die Ergebnisse einer Simulationsrechnung (Stromdichte und Erwärmung) bei der die Nuten mit Materialien mit unterschiedlichen elektrischen Leitfähigkeiten  $\sigma_{Riss}$  gefüllt sind. Dabei fließt, umso niedriger die Leitfähigkeit im Riss ist, umso weniger Strom direkt an der Oberfläche und umso mehr Strom um die inneren Nutkanten herum. Dadurch erwärmt sich bei einer leicht abgeschwächten Leitfähigkeit (b), wie im Falle von schlitzartigen Rissen, der Riss in der gesamten Länge. Bei stärker abgeschwächten Leitfähigkeiten (c, d, e) wird die Erwärmung des Materials im Riss immer schwächer und der typische Effekt der Nut (die beiden kühleren Kanten neben der Nut) wird immer deutlicher bis schließlich, wie im Falle der Nut (f), nur noch dieser Effekt zu sehen ist. Es wird also (wie auch schon in Abschnitt 6.3.1 erwähnt) die in Abschnitt 6.2.1.2 erwähnte Abschätzung der Tiefe erschwert.

### 6.3.3 Verdeckte Risse im Material

Die bisher behandelten Modelle gehen von Rissen aus, die bis zur Oberfläche des Prüfkörpers reichen. Neben diesen gibt es aber auch Risse, die nicht bis zur Oberfläche reichen, da sie beispielsweise vom Inneren des Prüfteils nach außen wachsen oder durch Bearbeitungsschritte verdeckt worden sind.

Auch diese verdeckten Risse im Material führen durch Rissspitzen, Berührstellen oder Bereiche niedrigerer elektrischer Leitfähigkeit zu einer Erwärmung. Da die Erwärmung aber in der Tiefe stattfindet, ist die Erwärmung aufgrund der niedrigeren Stromdichte (Skin-Effekt) schwächer und muss auch erst an die Oberfläche diffundieren.

Zu diesen Erwärmungseffekten kommt bei verdeckten Rissen, die nicht zu tief im Material liegen, aber noch ein weiterer hinzu. Wie bei jedem Defekt muss der Strom auch in diesem Falle um den Riss herumfließen. Dies bewirkt zum einen die schon erwähnten Erwärmungseffekte und zum anderen führt es dazu, dass die Stromdichte oberhalb des Risses und damit auch die Heizleistung in dieser Region erhöht wird. Dadurch erwärmt sich das Material über dem Riss und der Riss ist auf der gesamten Länge im Infrarotbild zu sehen. Dies zeigt Abb. 6.37 an den Schlitzen in einer Tiefe von 0,25 und 0,5 Skintiefen.

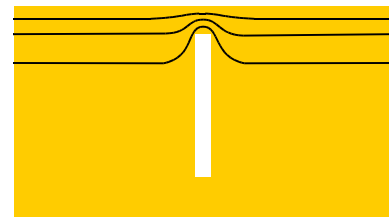


Abbildung 6.36: Skizzierte Stromflusslinien bei einem verdeckten Riss

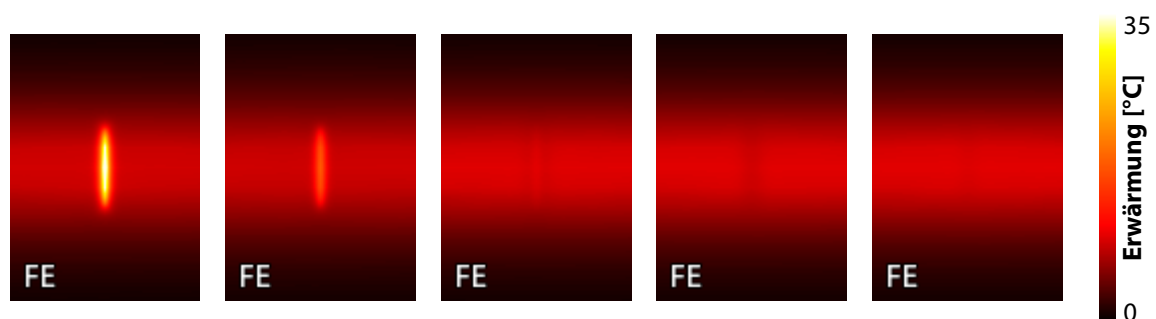


Abbildung 6.37: Simulierter verdeckter Schlitz ( $10 \times 0,5 \text{ mm}^2$ ) im Material in 0,25; 0,5; 1; 1,5 und 2 Skintiefen Tiefe (von links nach rechts) zum Zeitpunkt maximaler Signalintensität, der ausgeblendete Induktor ist horizontal ausgerichtet und liegt in der Mitte über dem Prüfkörper

Bei tiefer liegenden Schlitzen muss die Wärme erst an die Oberfläche diffundieren. Da aber die Stromdichte und damit auch die Stromdichteerhöhung in dieser Tiefe aufgrund des Skin-Effektes immer gering wird, können Risse, die tiefer als 0,5 Skintiefen im Material liegen, nicht durch diesen Effekt nachgewiesen werden.

Dafür kommt es aber, wie bei Delaminationen (siehe Abschnitt 6.1), bei tiefer liegenden Schlitzen zu einem Aufstauen der Wärme zwischen Riss und Oberfläche. Dadurch kühlt sich

nach dem Induktionspuls die Stelle, an der sich der Riss befindet, langsamer ab. Die Reichweite dieses Effektes hängt aber nicht von der Skintiefe, sondern von der thermischen Diffusionslänge, ab und er hängt zudem von der Fläche ab, die der Schlitz oder der Riss der Wärmeausbreitung entgegenzusetzen hat. Daher sind geschlossene Risse, im Gegensatz zu den offenen (wie hier untersucht), in der Tiefe fast nicht durch diesen Effekt nachzuweisen.

Wie Abb. 6.38 zeigt, lässt sich sowohl das Signal von direkt detektierbaren Rissen als auch das Signal von durch Wärmediffusion detektierbaren offenen Rissen durch Verwendung des Phasenbildes der Puls-Phasen-Auswertung verbessern. Dabei hängt aber die Tiefenreichweite der Detektion der durch Wärmediffusion detektierbaren offenen Risse von der Wahl der Zeitbasis der Puls-Phasen-Auswertung ab.

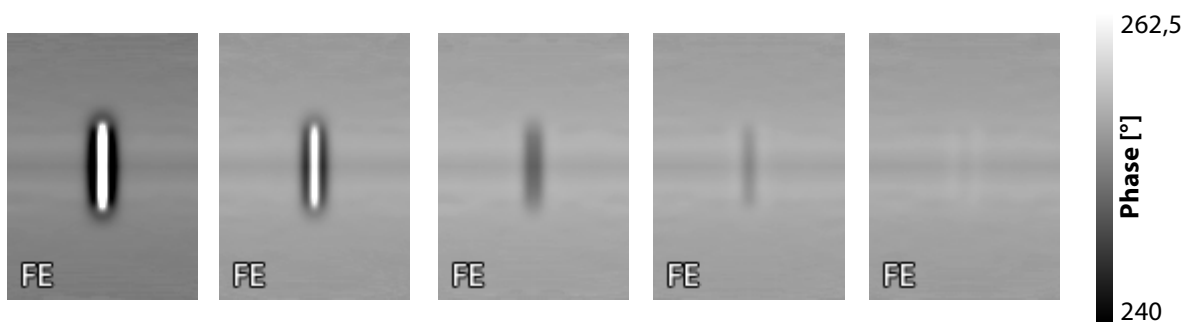


Abbildung 6.38: Ergebnis (Phasenbilder) der Puls-Phasen-Auswertung

Um die Abhängigkeit der Sichtbarkeit mit der Tiefenlage experimentell bestätigen zu können, wurden in drei Stahlplatten von der Rückseite mit einer kreisförmigen Fräse je 5 Schlitzte hineingeschnitten. Dabei waren die Schlitzte in jeder der Platten an eine bestimmte Skintiefe (1,1 cm, 0,7 cm und 0,6 cm) angepasst worden, damit die Restwandstärke der viertel, halben, ganzen, eineinhalbfachen und zweifachen Skintiefe entspricht. Das Infrarotsignal wurde schließlich von der Vorderseite aufgezeichnet. Abb. 6.39 zeigt eines der drei Ergebnisse, da die anderen beiden Versuche (mit anderer Anregungsfrequenz und dazu passendem Prüfteil mit zu der Skintiefe passenden Restwandstärken) ein ähnliches Ergebnis geliefert haben.

Wie auch schon in der Simulation sind in den Experimenten die Schlitzte mit einer Restwandstärke, die einer viertel und einer halben Skintiefe entsprechen klar zu sehen (linkes Bild: Infrarotsignal zum Zeitpunkt maximaler Signalintensität). Da die Schlitzte, die tiefer im Material liegen nur noch durch die thermische Diffusion detektiert werden können, sind sie nur im Phasenbild der Puls-Phasen-Auswertung (siehe Anhang A.3) zu sehen.

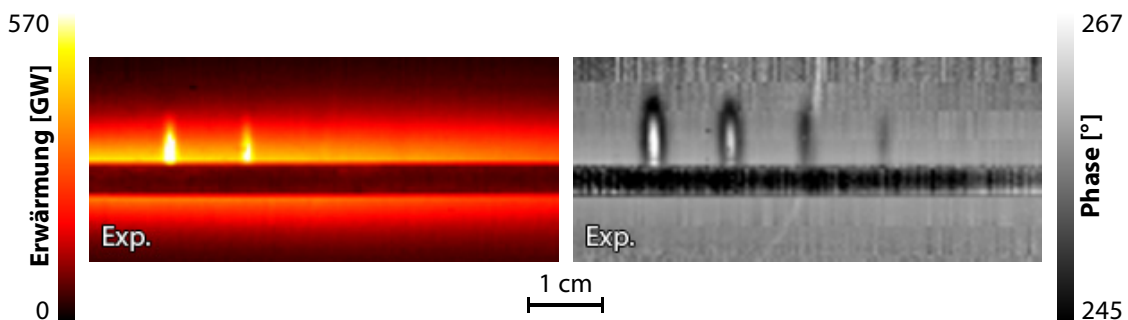


Abbildung 6.39: Experimentelle Detektion von verdeckten Schlitzen (ca. 0,5 mm breit) mit einer Restwandstärke von a) 0,25 Skintiefen b) 0,5 Skintiefen c) 1 Skintiefe d) 1,5 Skintiefen und e) 2 Skintiefen (von links nach rechts), links zum Zeitpunkt maximaler Signalintensität und rechts mit Puls-Phasen-Auswertung (dargestellt ist das Phasenbild), der Induktor ist in den Bildern als schwarzer Balken zu sehen

Daher lässt sich sagen, dass verdeckte Risse bis zu einer Restwandstärke von einer halben bis zu einer Skintiefen direkt detektiert werden können. Dabei ist aber meist nicht das typische Bild zu sehen, wie es die vorhergehenden Abschnitte in diesem Kapitel gezeigt haben, sondern eine erhöhte Erwärmung über dem gesamten Riss.

#### 6.3.4 Verdeckte Risse unter einer elektrisch nicht leitfähigen Beschichtung

Bei Rissen dagegen, die von einer nicht leitfähigen Schicht verdeckt sind, führt kein zusätzlicher Effekt zu einer Erwärmung, sondern die Erwärmung findet wie gewohnt durch Rissspitzen, Berührstellen, Bereiche niedrigerer Leitfähigkeit und, falls sie zusätzlich auch noch durch eine leitfähige Schicht verdeckt sind, durch die Erwärmung über dem Riss statt.

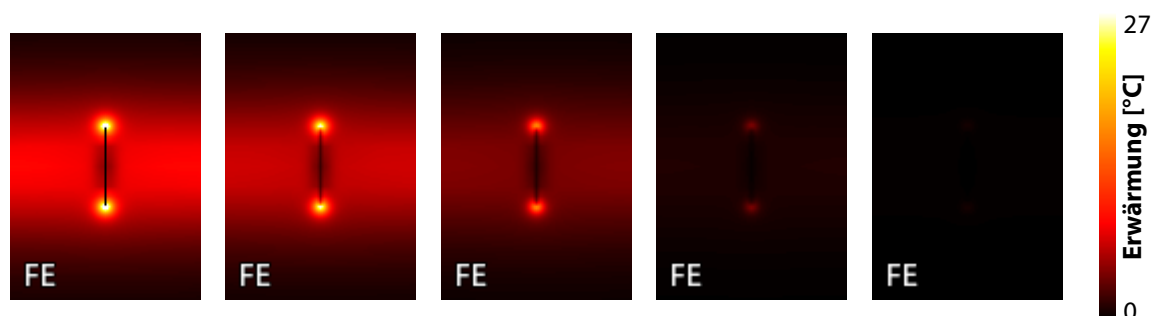


Abbildung 6.40: Simulierte Erwärmung eines Schlitzes ( $10 \times 0,5 \text{ mm}^2$ ) unter einer Beschichtung (100 ms Induktionspuls; von links nach rechts: ohne Beschichtung und mit 0,125, 0,25, 0,5 und 0,75 mm dicker Beschichtung aus Zirkonoxid), der ausgeblendete Induktor ist horizontal ausgerichtet und liegt in der Mitte über dem Prüfkörper

Diese Erwärmung kann aber nicht direkt detektiert werden, sondern sie muss erst an die Oberfläche diffundieren. Dadurch wird je nach Dicke der Beschichtung und Diffusivität des Materials das Signal diffuser und schwächer. Um dieses Phänomen näher untersuchen zu

können, wurden Simulationsrechnungen mit unterschiedlichen Beschichtungsdicken (aus Zirkonoxid) durchgeführt, wobei der Induktionspuls je 100 ms lang war.

Abb. 6.40 zeigt das Infrarotbild direkt nach dem Induktionspuls, an dem deutlich die oben beschriebene Abhängigkeit von der Schichtdicke zu erkennen ist. Abb. 6.41 zeigt weiterführend den Zeitverlauf der Erwärmung an der Schlitzspitze, woran neben dem Effekt, dass die Erwärmung an der Oberfläche immer niedriger wird zu sehen ist, dass die Wärme auch länger braucht, um aus der Tiefe an die Oberfläche zu diffundieren. Dabei gilt folgender Zusammenhang zwischen der Schichtdicke und der Zeit nach dem Induktionspuls bis zur maximalen Erwärmung an der Oberfläche:

$$d \approx 1,6\sqrt{\alpha t}. \quad (6.2)$$

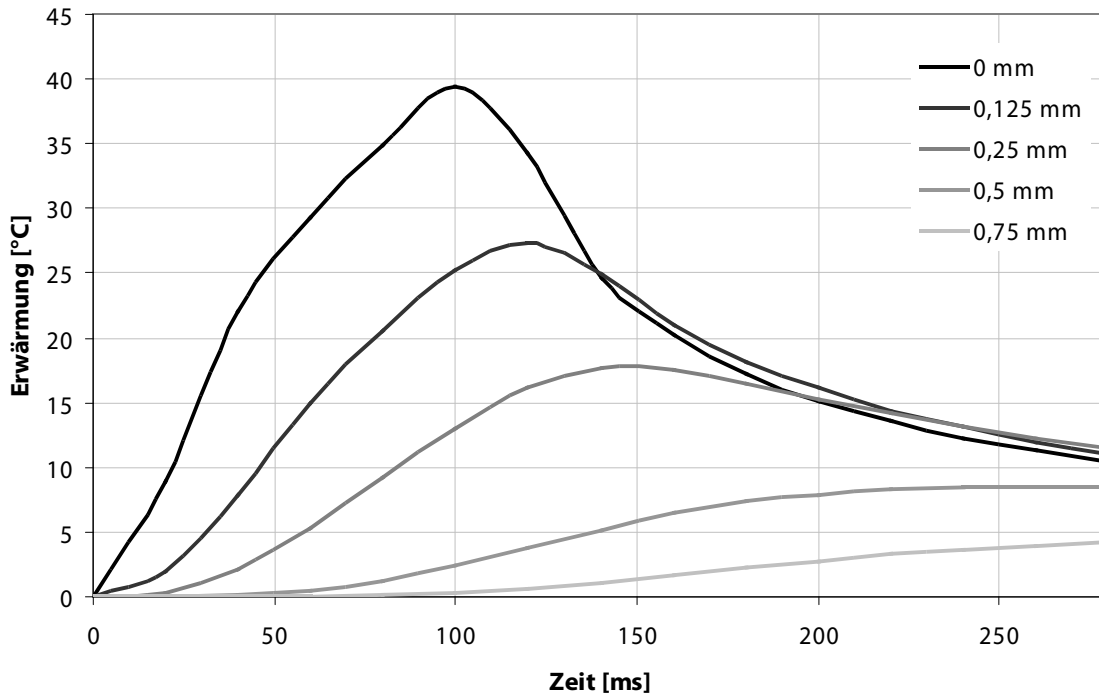


Abbildung 6.41: Zeitverlauf der Erwärmung an der Schlitzspitze für die verschiedenen Beschichtungsdicken (Simulation)

Daher sollte die Zeitspanne, die die Infrarotkamera nach dem Induktionspuls noch aufzeichnet, der maximalen Beschichtungsdicke angepasst werden bzw. durch die Verzögerung des thermischen Signals kann umgekehrt auch die Schichtdicke bestimmt werden. Für die Verbesserung des Signal/Rausch-Verhältnisses (auch bei einer nicht an die Schichtdicke angepassten Aufnahmedauer) bzw. zur Bestimmung der Schichtdicke kann die Puls-Phasen-Analyse verwendet werden.

## 6.4 Detektionsempfindlichkeit des Verfahrens

Neben dem grundsätzlichen Erwärmungs- bzw. Detektionsmechanismus ist für thermographische Verfahren und auch allgemein für Verfahren zur Prüfung von Teilen (zerstörend und zerstörungsfrei) wichtig abzuschätzen, wie klein ein Defekt sein darf, damit er mit der Methode noch nachgewiesen werden kann.

Daher wurde, wie schon in Abschnitt 2.3.2 erwähnt, am Department of Mechanical Engineering an der Osaka University [OS92, SO94a, SO94b] untersucht, wie klein Schlitze sein dürfen, damit sie noch detektiert werden können. Diese Nachweisgrenze konnte in späteren Arbeiten durch Verwendung der Puls-Phasen- oder Lock-In-Auswertung deutlich hinausgeschoben werden [SK99, SKT00, SK01, SK02a, SO94a].

Bei der MTU München führte man ebenfalls Versuche durch, um die Nachweisgrenze abschätzen zu können. Bei diesen Versuchen war die größte Herausforderung die Produktion und die dimensionelle Vermessung solch kleiner Risse. Der kleinste dabei hergestellte und nachgewiesene Schlitz in Titan ist 0,4 mm lang und 0,2 mm tief [ZBD04]. Damit existiert schon eine gute Abschätzung für den kleinsten nachweisbaren Fehler in Titan und in elektrisch und thermisch ähnlichen Materialien.

Um aber diese Aussage auf andere Testsituationen übertragen zu können, sind zusätzlich zu den Versuchen theoretische Überlegungen notwendig. Um solch eine theoretische Diskussion führen zu können, ist es nötig zu wissen, von welchen Parametern die Nachweisgrenze überhaupt abhängen kann. Wie schon in Abschnitt 5.1.4 diskutiert worden ist, ist zur Detektion eines Defektes eine Veränderung der Temperatur an der Oberfläche der Probe durch den Defekt nötig, der über dem Eigenrauschen der Kamera liegt. Diese Veränderung der Temperatur hängt aber wiederum von der Veränderung der Stromstärke durch den Defekt ab und, da diese linear von der Stromstärke im Material abhängt, von der Stromstärkeverteilung in dem Prüfteil.

Von der Anregungsseite ausgehend, beeinflusst zunächst der Hochstromgenerator, der den Strom über induktive bzw. konduktive Kopplung in das Prüfteil einbringt, sowie der Induktor bzw. die Kontaktierung die Stromstärkeverteilung. Des Weiteren hängt diese von den elektrischen Eigenschaften des Materials und von der Geometrie des Prüfteils ab.

Die Veränderung der Stromstärke durch den Defekt hängt natürlich von seiner Geometrie, Lage und Art ab und die Verteilung der Temperatur an der Oberfläche von den thermischen Eigenschaften des Materials. Zudem ist es sinnvoll, dass die räumliche Ausdehnung des Defektsignals über der Größe eines Pixels der Infrarotkamera liegt und die Bildfrequenz der Kamera hoch genug ist, um den thermischen Prozess verfolgen zu können.

Durch die Vielzahl der Parameter gibt es daher bei Konduktions- und Induktionsthermographie keine generelle Nachweisgrenze. Es lässt sich nur herausarbeiten, wie vorgegangen werden muss, um einen möglichst kleinen Fehler nachzuweisen, und in welchen Situationen welcher Aufwand zur Detektion getrieben werden muss.

Die gekühlten Infrarotkameras haben zurzeit ein Eigenrauschen mit einer NETD (Noise Equivalent Temperature Difference) von typischerweise 20 mK. Daher sollte der zu beobachtende Temperatureffekt an der Oberfläche, um sowohl falsch negative als auch falsch positive Anzeigen mit drei Standardabweichungen ausschließen zu können, mindestens um

120 mK höher sein. Diese thermische Auflösungsgrenze lässt sich durch Auswerteverfahren, die mehrere ( $N$ ) Bilder für die Berechnung des Ergebnisbildes verwenden, um den Faktor  $\sqrt{N}$  reduzieren. Daher wird das Signal/Rausch-Verhältnis bei Puls-Phasen-Auswertung (siehe Anhang A.3) und insbesondere durch die Lock-In-Auswertung (siehe Anhang A.2) deutlich verbessert. Mittels der Lock-In-Auswertung lässt sich dadurch die Nachweisgrenze noch erheblich erweitern.

Die minimale räumliche Auflösung der Infrarotkamera hängt von der Wellenlänge der detektierten Infrarotstrahlung ab. Dabei gibt es drei Bereiche, in denen die Luft transparent für Infrarotstrahlung ist. Daher unterscheiden sich die Kameras auch in ihrem Wellenlängenbereich: Der SWIR (Shortwave Infrared) Bereich liegt bei etwa 1–2  $\mu\text{m}$  und die für thermographische Untersuchungen bei Raumtemperatur interessanten Bereiche MWIR (Midwave Infrared) und LWIR (Longwave Infrared) bei 3–5  $\mu\text{m}$  und 8–14  $\mu\text{m}$  (SWIR ist erst ab einer Temperatur von ca. 300 °C interessant). Daher liegt die minimale räumliche Auflösung, bei Verwendung der richtigen Vergrößerungsoptiken, etwa bei 5  $\mu\text{m}$  bzw. 14  $\mu\text{m}$  [Mal01].

Die minimale zeitliche Auflösung (und damit auch die Anzahl der Bilder  $N$ ) hängt von der Bildwiederholrate der Kamera ab. Diese liegt bei den schnellsten Kameras bei etwa 1 kHz bei einer Auflösung von 256x256 Bildpunkten und bei Verwendung von kleineren Bildausschnitten bei etwa 50 kHz. Daher sollte diese Größe keine Einschränkung für die Untersuchung von metallischen Bauteilen darstellen (vergleiche Tabelle 2.3).

Durch die Erkenntnisse über die Stromdichteverteilung bei galvanischer Kontaktierung (siehe Abschnitt 4.1) und induktiver Kopplung (siehe Abschnitt 4.2 und 5.1) und durch die Erkenntnisse über die Effekte der Prüfteilgeometrie auf die Stromdichteverteilung (siehe Abschnitt 5.2) wird klar, wie die Stromdichte im Prüfteils verteilt ist.

Bei der in dieser Arbeit verwendeten MWIR-Kamera ist ein Pixel bei Verwendung eines um den Faktor 2,5 vergrößernden Objektivs ca. 16  $\mu\text{m}$  groß. Damit befindet man sich noch etwas über der räumlichen Auflösungsgrenze. Durch die Bildwiederholrate von etwa 450 Hz ergeben sich bei einer Messdauer von 100 ms (50 ms Anregungszeit, 50 ms Abkühlphase) etwa 45 Bilder, die bei der Puls-Phasen-Auswertung verwendet werden können. Daher ergibt sich durch die Puls-Phasen-Auswertung eine thermische Auflösungsgrenze von etwa 20 mK ( $120 \text{ mK} / \sqrt{45}$ ).

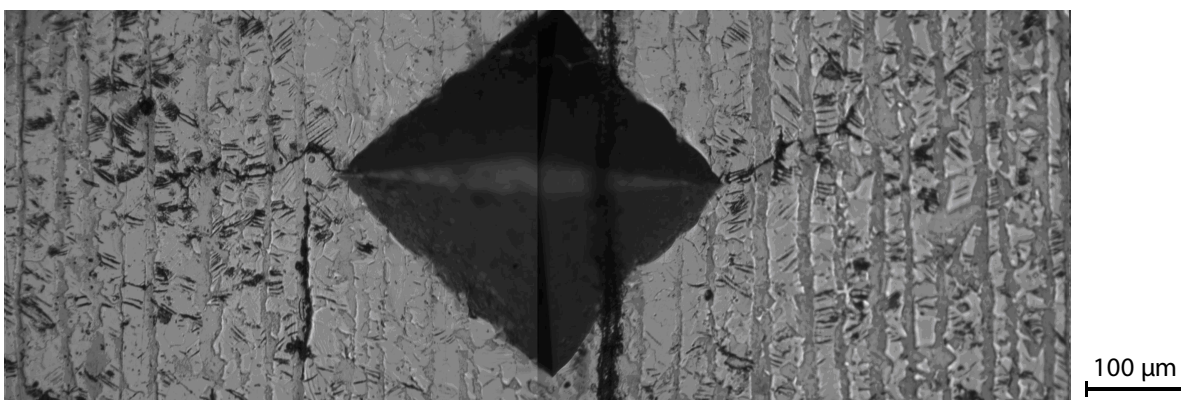


Abbildung 6.42: Mit einem Mikroskop aufgenommene Risse, die rechts und links von einem Indenterabdruck gewachsen sind (nach 150000 Zyklen ca. 200  $\mu\text{m}$  lang)



Mit dieser Kamera und diesem Objektiv wurde ein Prüfteil aus Stahl mit einem realen Riss bei einer Anregungszeit von 50 ms untersucht, das vom Institut für Bauwerkserhaltung und Tragwerk (ibt) an der Technischen Universität Braunschweig zur Verfügung gestellt worden ist. Das Prüfteil war in einer dort aufgebauten Zugprüfmaschine zyklisch beansprucht worden und das von einem Indenterabdruck ausgehende Risswachstum war während der Belastung mit einem Mikroskop beobachtet worden. Nach 150000 Zyklen waren die beiden dabei aufgetretenen Risse je ca. 200  $\mu\text{m}$  weit gewachsen (siehe Abb. 6.42).

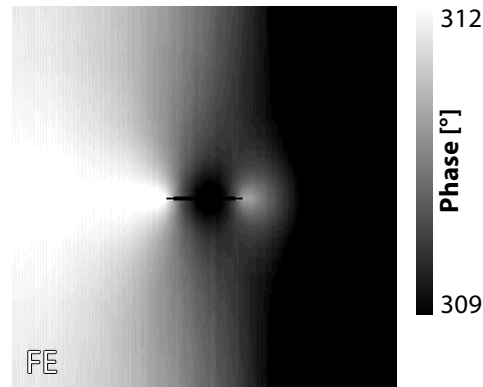


Abbildung 6.43: Ergebnisbild einer FE-Simulation eines 200  $\mu\text{m}$  langen, 10  $\mu\text{m}$  breiten und 100  $\mu\text{m}$  tiefen Schlitzes (Phasenbild der Puls-Phasen-Auswertung; Pulslänge: 50 ms; Induktor links außerhalb des Bildes)

Um das Ausmaß der durch diese Risse verursachten Stromdichteveränderung herauszufinden, wurde eine Simulationsrechnung durchgeführt. Dabei wurde als Modell für diese Risse ein 200  $\mu\text{m}$  langer, 10  $\mu\text{m}$  breiter und 100  $\mu\text{m}$  tiefer Schlitz in einer gleich großen, gleich angeregten Probe aus ferromagnetischem Stahl angenommen. Abb. 6.43 zeigt das Ergebnis dieser Simulation.

Dabei hat sich gezeigt, dass der Temperaturunterschied zwischen dem Hotspot an der Schlitzspitze und dem umgebenden Material etwa 10-40 mK in jedem Bild beträgt. Daher sollte der natürlich gewachsene Riss aus Abb. 6.42 mit Hilfe der Puls-Phasen-Analyse induktionsthermographisch nachzuweisen sein.

Wie man in Abb. 6.44 sieht, ist das Signal der Risse auf beiden Seiten des Indenterabdrucks zwar relativ schwach, aber ausreichend zur Detektion. Bei einer kürzeren Pulslänge wird das Signal zu schwach und bei einer längeren zu diffus. Einzig eine Lock-In Messung kann das Ergebnisbild noch etwas verbessern. Daher liegt für diese Testbedingungen die Grenze für die Detektion von Rissen in der Größenordnung der Rissegröße.

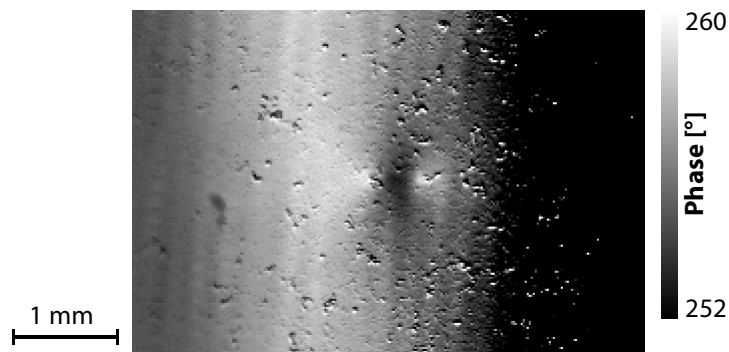


Abbildung 6.44: Experimentelle Induktionsthermographische Rissanzeige (Phasenbild der Puls-Phasen-Auswertung; Messdauer: 100 ms mit einer Pulslänge und Abkühlphase von je 50 ms; Induktor links außerhalb des Bildes)

## 6.5 Komponenten

Nachdem in den vorhergegangenen Abschnitten einige Modelle gezeigt hatten, wie Risse durch Induktions- und Konduktionsthermographie nachgewiesen werden können, gilt es jetzt, diese Modelle mit realen Beispielen abzugleichen. Dazu wurden diverse Komponenten (etwa Turbinenschaufeln) untersucht.

### 6.5.1 Risse im Fuß von Turbinenschaufeln

Bei der Untersuchung von Turbinenschaufeln brachte insbesondere die Untersuchung von einem bestimmten Typen von Gasturbinenschaufel, der auch schon in Abb. 2.3 und Abb. 2.7 gezeigt worden ist, sehr vielseitige Ergebnisse. Daher werden im Folgenden die Ergebnisse an dieser und an zwei baugleichen Exemplaren dieser Schaufeln dargestellt.



Abbildung 6.45: Ergebnis der Farbeindringprüfung an einer ca. 13 cm hohen Turbinenschaufel aus einer Gasturbine

Zur Wiederholung zeigt Abb. 6.45 das Ergebnis der Farbeindringprüfung an der schon in Kapitel 2 gezeigten, etwa 13 cm hohen Gasturbinenschaufel. In dieser Schaufel verläuft ein L-förmiger Ermüdungsriss im Schaufelfuß einer Turbinenschaufel mit einem horizontalen und einem schrägen Teil. Die Farbeindringprüfung lässt aber vermuten, dass der Riss nicht bis zum linken Rand reicht (siehe auch Abschnitt 2.4).

Wie in Abb. 6.46 zu sehen ist, in der das Ergebnis einer induktionsthermographischen Untersuchung dargestellt ist, kann der Riss mit der gewählten Induktorausrichtung auf der gesamten Länge nachgewiesen werden. Im Gegensatz zum Ergebnis der Farbeindringprüfung geht die Rissanzeige hier aber tatsächlich bis zum linken Rand.

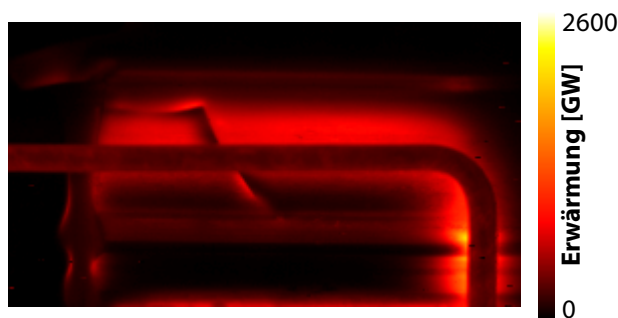


Abbildung 6.46: Infrarotbild eines Ermüdungsrisses in einem Turbinenschaufelfuß (der Induktor ist im Bild als gewinkelter, dunkler Balken zu sehen)

Dabei ist an dem in Abb. 6.46 schräg nach unten führenden Teil des L-förmigen Risses die typische Signatur eines schräg liegenden Schlitzes zu sehen, bei der die Stromdichte auf der einen Seite höher und auf der anderen Seite geringer ist (siehe Abschnitt 6.2.2.4). Das Temperaturbild des waagrechten Teils des Risses sollte aber bei der gegebenen Induktorausrichtung eigentlich nicht zu sehen sein. Da der waagrechte Teil aber mit dem schrägen verbunden ist, setzt sich der Effekt fort. Der Riss lässt sich also gut mit dem Modell eines Schlitzes beschreiben, wobei die Schlitzspitzen nur ganz schwach zu sehen sind.

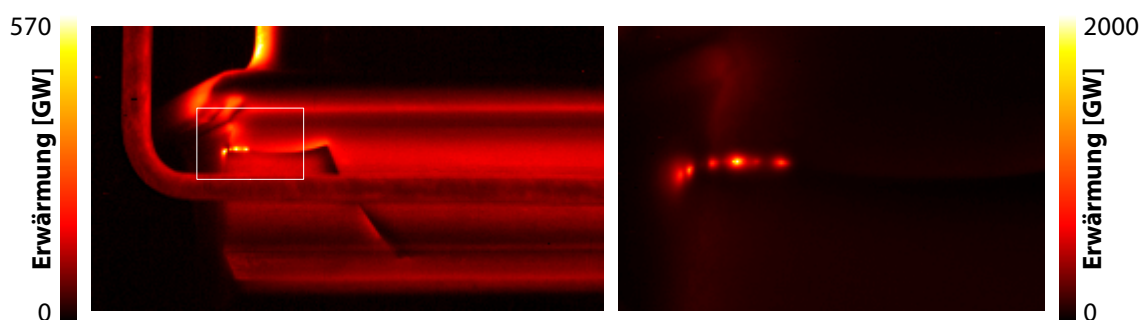


Abbildung 6.47: Der Turbinenschaufelfuß aus Abb. 6.46 mit einer anderen Induktoranordnung, der Induktor ist im linken Bild als gewinkelter Balken zu sehen, angeregt (links: Übersichtsbild, rechts: vergrößerter Teilausschnitt)

Bei einer anderen Induktoranordnung wie sie in Abb. 6.47 zu sehen ist, ergibt sich ein etwas anderes Bild. Hier ist zwar auch im schrägen Teil die typische Struktur eines schräg zum

Induktor liegenden Schlitzes zu sehen. Im horizontal liegenden Teil des Risses ist aber in der Nähe der Kante ein Bereich zu sehen, der ein deutlich höheres Infrarotsignal liefert. Dies ist auch genau der Bereich in dem das in Abb. 6.45 zu sehende Ergebnis der Farbeindringprüfung keine Rissanzeige geliefert hat.

Um diesen Bereich genauer zu betrachten, wurde ein vergrößerndes Objektiv gewählt. Dadurch sieht man klar die einzelnen Berührstellen, die zu der erhöhten Erwärmung führen. Da diese Berührstellen bei der ersten Induktoranordnung aber parallel zu der, vom Induktor vorgegebenen Stromflussrichtung waren, sind sie in Abb. 6.46 auch nicht zu sehen gewesen. Dabei ist aber der Riss vermutlich so eng geschlossen, dass die Farbeindringprüfung kein Ergebnis zeigt.

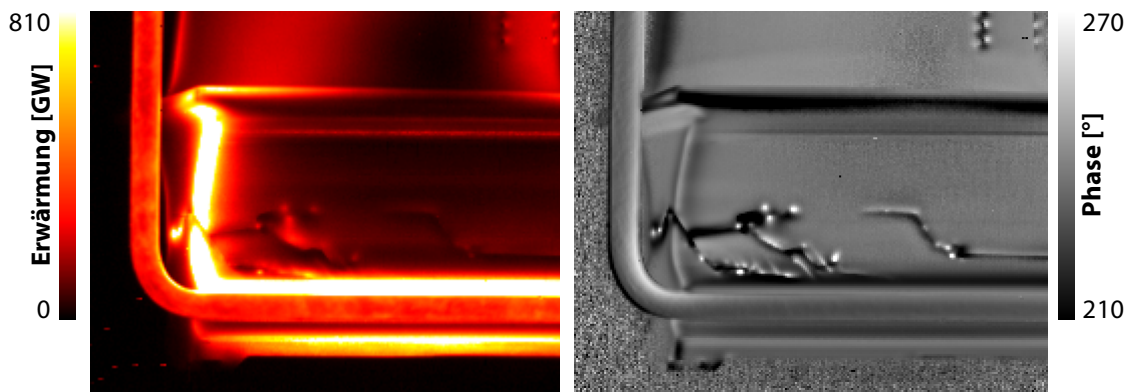


Abbildung 6.48: Infrarotbild eines weiteren Ermüdungsrisses (links: Infrarotbild, rechts: Phasenbild der Puls-Phasen-Auswertung der Infrarotsequenz). Dabei ist der Induktor in beiden Bildern als gewinkelter Balken zu sehen (links: rot, rechts: grau)

In Abb. 6.48 ist ein weiteres Ergebnis einer induktionsthermographischen Untersuchung an diesem Turbinenschaufeltyp zu sehen. Um Geometrieeffekte zu unterdrücken und um das Signal/Rausch-Verhältnis dieses schwachen Ergebnisbildes zu steigern, wurde eine Puls-Phasen-Auswertung durchgeführt.

Auch in diesem Fall sind auf Grund von Risspitzen und Berührstellen einzelne Hot-Spots zu sehen, die zu einem erhöhten Infrarotsignal an diesen Stellen sorgen. Des Weiteren gibt es zwischen diesen Hot-Spots einige dunkle (kalte) Linien. Wie man aber an Abb. 6.49 sieht, die die zeitliche Entwicklung des Signals an den beiden markierten Stellen zeigt, ist der Riss zwar während der 100 ms langen Anregung kälter als das umgebende Material, wird aber später sogar wärmer. Dies ist die typische Signatur einer Nut. Daher handelt es sich hierbei also um einen offenen Riss endlicher Tiefe, wie er in Abschnitt 6.2.3 behandelt worden ist.

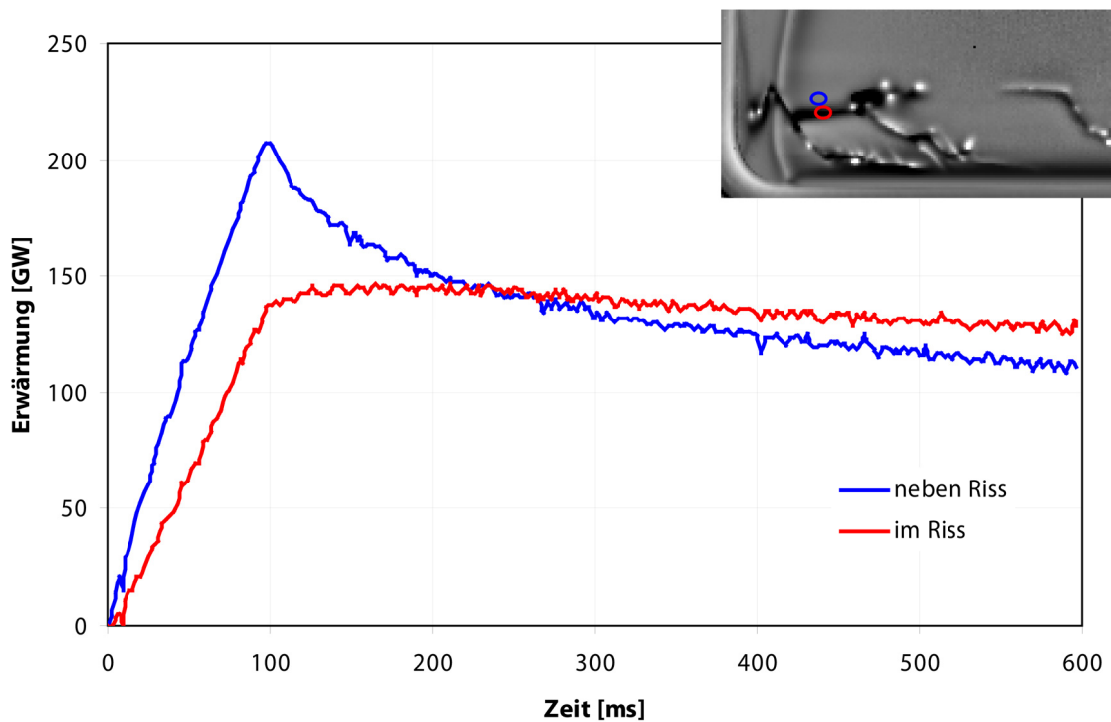


Abbildung 6.49: Zeitliche Entwicklung der Erwärmung direkt am Riss (rot) und neben dem Riss (blau)

Die dritte Turbinenschaufel dieses Typs zeigt Abb. 6.50. Auch hier sind einzelne Hot-Spots zu sehen. Neben diesen ist aber auch ein großer heller Bereich zu sehen. Wie das Ergebnis der induktionsthermographischen und einer lichtmikroskopischen Untersuchung nahelegen, stammt diese Indikation von einem verdeckten Riss im Material, bei dem der Bereich zwischen Riss und Oberfläche erwärmt wird.

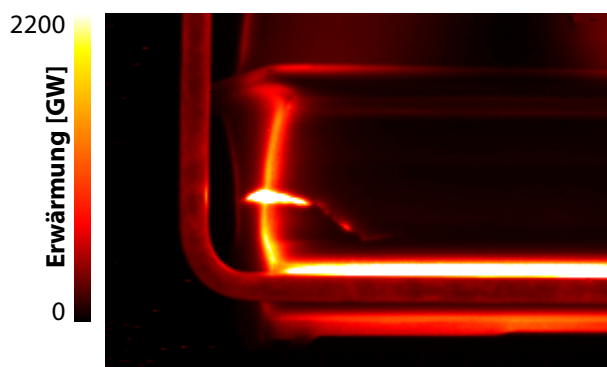


Abbildung 6.50: Infrarotbild eines teilweise im Material verdeckt liegenden Risses (der Induktor ist im Bild als gewinkelter, dunkelroter Balken zu sehen)

### 6.5.2 Risse unter einer elektrisch leitfähigen Beschichtung

Wie bisher zu sehen war, konnten verschiedenste Risse in einem Turbinenschaufeltyp nachgewiesen werden und die Ergebnisse der Untersuchungen anhand der in dieser Arbeit vorgestellten Modelle erklärt werden. Im Folgenden werden einige weitere Beispiele an Turbinenschaufeln und anderen Komponenten gezeigt.

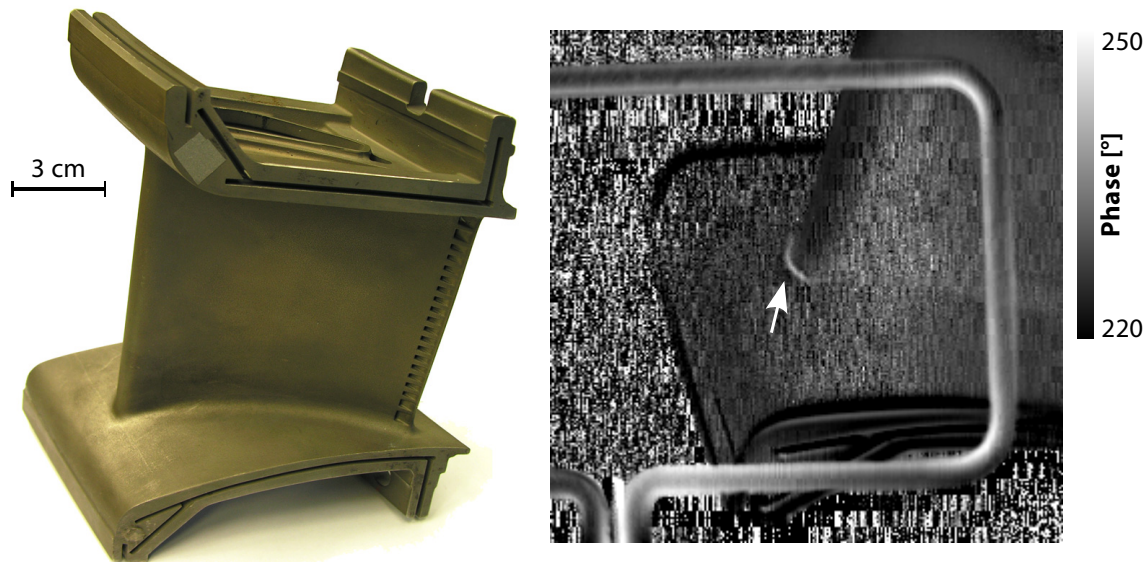


Abbildung 6.51: Riss in einer Leitschaufel unter einer leitfähigen Beschichtung

links: Foto der Leitschaufel

rechts: Ergebnis der induktionsthermographischen Untersuchung (Phasenbild der Pulsphasen-Auswertung der Infrarotsequenz), in diesem Bild ist auch der Induktor zu sehen

Einige Turbinenschaufeln sind zum Rostschutz mit einer elektrisch leitfähigen Schutzschicht (MCrAlY) überzogen. Abb. 6.51 zeigt das Ergebnis einer Untersuchung an einer Leitschaufel, bei der ein Riss unterhalb einer solchen Beschichtung liegt. Dabei ist der Riss in voller Länge zu sehen. Dies stimmt mit den Ergebnissen aus Abschnitt 6.3.3 überein.

### 6.5.3 Verdeckte Risse im Schaufelblatt von Turbinenschaufeln unter einer elektrisch nicht leitfähigen Beschichtung

Die ersten Schaufelreihen im Turbinenteil einer Gasturbine (also direkt hinter der Brennkammer) sind den höchsten Temperaturen ausgesetzt. Daher sind viele größere Turbinenschaufeln in der ersten und zweiten Schaufelreihe zur thermischen Isolation, mit einer elektrisch nicht leitfähigen Schutzschicht aus Zirkonoxid versehen.

Abb. 6.52 zeigt das Ergebnis einer Untersuchung an der Spitze des Schaufelblattes einer solchen Turbinenschaufel. Wie man an dem Foto (oberes Bild) sieht, gehen die Risse von der Kante der Turbinenschaufel aus. An dieser ist die Schutzschicht auch schon teilweise abgeplatzt (dunkelgrauer Bereich). Dabei ist schon in der Fotografie zu sehen, dass die Risse teil-

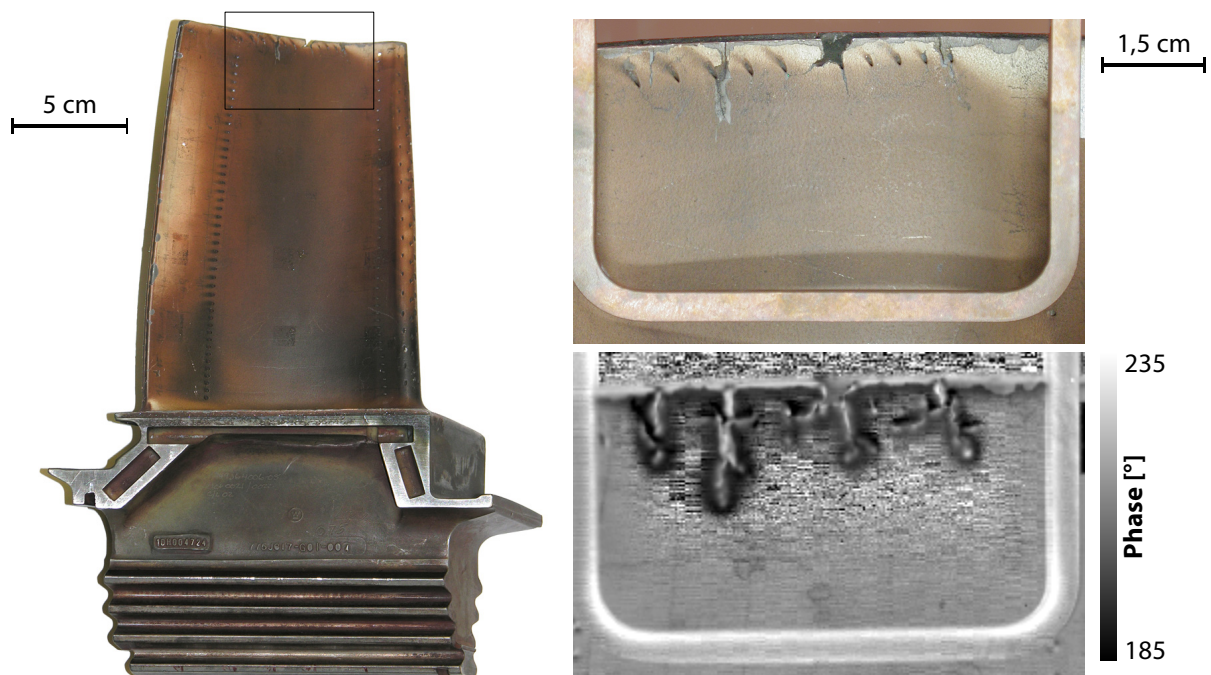


Abbildung 6.52: Turbinenschaufel mit Rissen, die teilweise unter einer elektrisch nicht leitfähigen Beschichtung liegen

links: Foto der Turbinenschaufel

oben rechts: Foto des untersuchten Bereiches incl. des Induktors

unten rechts: Ergebnis der induktionsthermographischen Untersuchung (Phasenbild der Puls-Phasen-Auswertung der Infrarotsequenz)

weise durch die Schutzschicht durchgehen und dass der mittlere Riss schon so weit gewachsen ist, dass ein Teil der Schaufel ausgebrochen ist.

An dieser Schaufel wurde eine induktionsthermographische Untersuchung durchgeführt und daraus über eine Puls-Phasen-Auswertung das Phasenbild gewonnen (unteres Bild in Abb. 6.52). Dieses zeigt die Risse sehr deutlich. Zudem fällt bei einem Vergleich des Fotos und des Phasenbildes auf, dass auch Risse, die unter der elektrisch nicht leitfähigen Beschichtung liegen, ohne Probleme zu detektieren sind. Daher braucht für eine Untersuchung von beschichteten Bauteilen die Beschichtung nicht entfernt zu werden (dies ist bei anderen Untersuchungsmethoden unumgänglich – wie z. B. bei der Farbeindringprüfung).

#### 6.5.4 Andere Komponenten

Abb. 6.53 zeigt zwei Risse in einem etwa 50 cm langen, 5 cm breiten und 1,5 cm hohen Metallbalken aus Edelstahl unter einer Kupferbeschichtung. Da aber die Risse durch die Beschichtung durchgehen, sind diese durch die hohe Berührstellendichte fast auf der gesamten Länge zu sehen. Zusätzlich sind die Risspitzen an der Kante des Metallbalkens zu sehen.

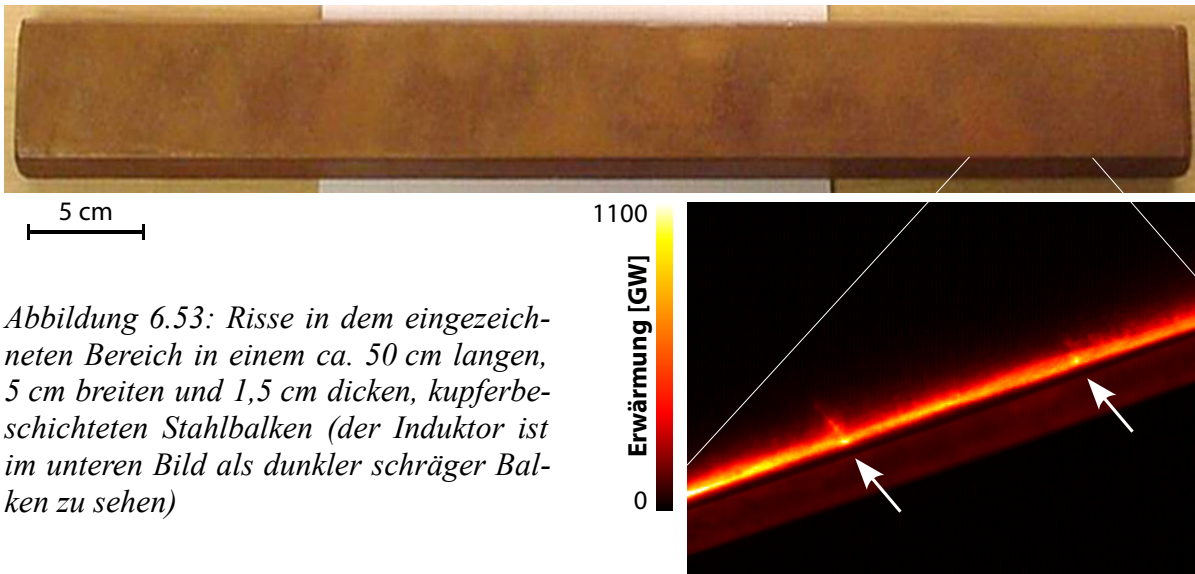


Abbildung 6.53: Risse in dem eingezeichneten Bereich in einem ca. 50 cm langen, 5 cm breiten und 1,5 cm dicken, kupferbeschichteten Stahlbalken (der Induktor ist im unteren Bild als dunkler schräger Balken zu sehen)

Abb. 6.54 zeigt einen durch zyklische Belastung des Materials hervorgerufenen Riss. Dazu wurde aus einer Platte ein Keil herausgeschnitten. Daher ist die mechanische Spannung an dieser Stelle am höchsten und der Riss fängt ausgehend von dieser Stelle das Wachsen an. Im Infrarotbild sind gut die einzelnen Berührstellen und der Startpunkt des Risses zu sehen.

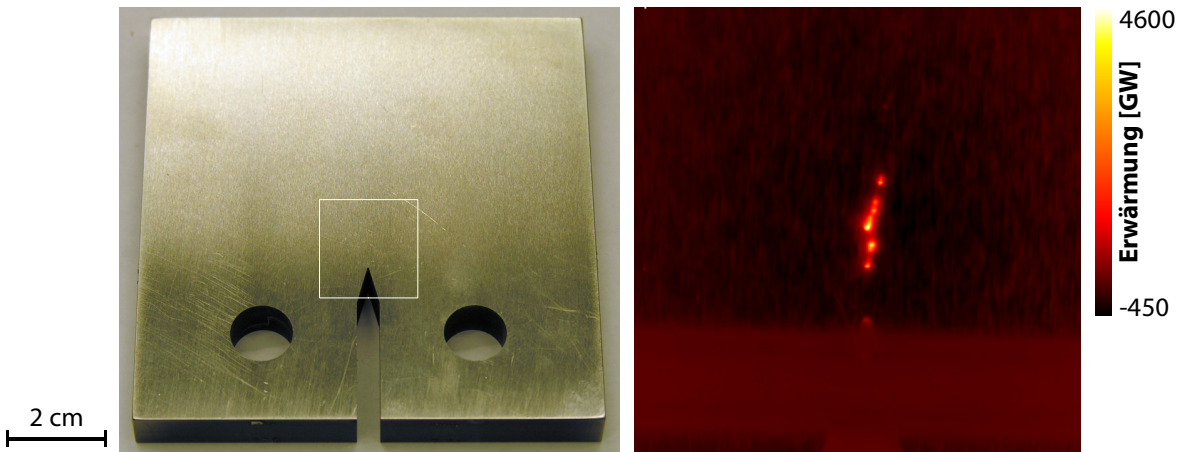


Abbildung 6.54: Durch zyklische Belastung hervorgerufener Riss (Induktionsthermographisch untersuchter Bereich im Foto links eingezeichnet; der Induktor überdeckt im rechten Bild den unteren Bereich; Größe des Prüfteils: 9x9 cm<sup>2</sup>)



Abb. 6.55 zeigt schließlich einen Riss mit mehreren Berührstellen in einer Solarzelle. Dort entstehen die Risse durch thermische Belastung während des Herstellungsprozesses. Da die Risse aber meist vom Rand der Solarzelle in die Mitte wachsen, können die Risse durch einen Induktor, der um die Solarzelle herumführt, nachgewiesen werden. Die Untersuchungen an diesen Solarzellen wurde zusammen mit der Firma Thermosensorik durchgeführt.

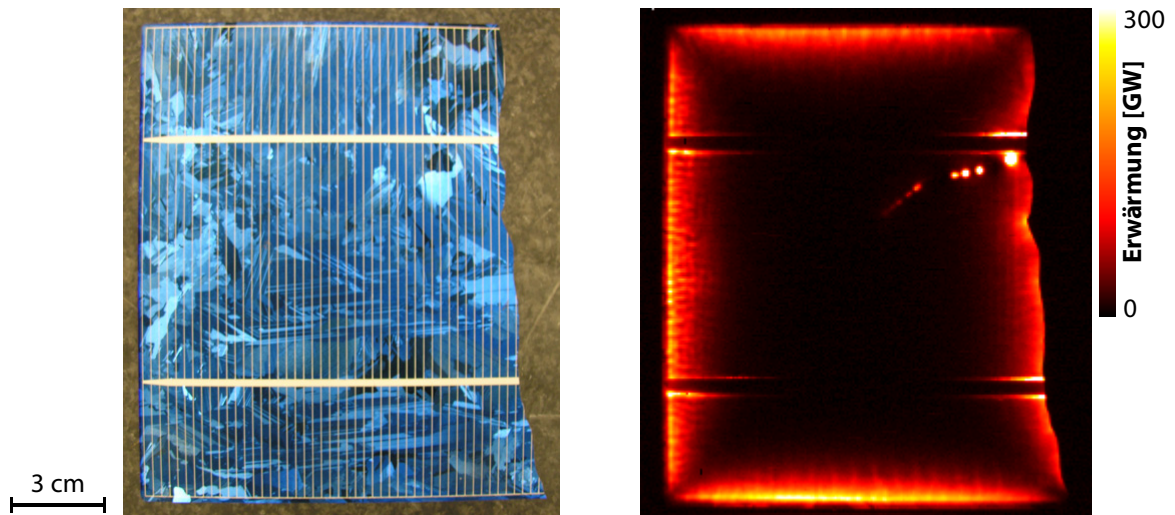


Abbildung 6.55: Riss in einer Solarzelle (der Induktor führt dabei um die  $15 \times 15 \text{ cm}^2$  große Solarzelle herum)

Wie man sieht, stellen reale Risse fast immer eine Kombination aus offenen und geschlossenen Rissen dar. Meist sind in den Ergebnisbildern Kontaktstellen oder bei einer sehr hohen Kontaktstellendichte wärmere Bereiche zu sehen. Durch die endliche Tiefe einiger Risse ist zudem das typische Signal einer Nut zu beobachten. Es reichen also für praktische Zwecke die in dieser Arbeit beschriebenen Effekte zur Beschreibung von Rissen und deren Detektion aus.



# 7 Anwendungen

Wie sich gezeigt hat, eignet sich sowohl die Induktionsthermographie wie auch die Konduktionsthermographie gut zur zerstörungsfreien Prüfung von Materialien auf Defekte, wie Risse und Delaminationen. Im Folgenden wird der Bezug zur Anwendung, z. B. wie ein Prüfer vorgehen sollte, um ein Teil optimal untersuchen zu können (insbesondere wenn die geometrische Form des Teils komplizierter ist), welche Aufbauten sich im Allgemeinen gut für eine Prüfung eignen, wie Systeme konzipiert werden können und welche Vor- bzw. Nachteile andere Methoden der zerstörungsfreien Prüfung bieten, hergestellt werden.

## 7.1 Hinweise zum optimierten Prüfen

Um genauer untersuchen zu können, wie eine Prüfung optimiert werden kann, werden im Folgenden, von der Anregungsseite ausgehend, die einzelnen Prüfabschnitte näher betrachtet.

### 7.1.1 Wahl des Hochstromgenerators

Wie in dieser Arbeit zu sehen war, sollte die Stromdichte hoch genug sein, damit Defekte problemlos sichtbar gemacht werden können. Dies ist bei Konduktionsthermographie durch einen Generator, der ausreichend Strom (ca. 500 - 2000 A) liefern kann, und durch eine galvanische Kontaktierung mit einem kleinen Übergangswiderstand möglich. Da bei der elektromagnetischen Induktion der induzierte Strom nach Abschnitt 5.1.1 linear von der Stromstärke im Induktor abhängt, ist auch hier die vom Generator erzeugte Stromstärke entscheidend. Da der induzierte Strom außerdem von der Frequenz abhängt, ist es sinnvoll, eine möglichst hohe Frequenz für die Induktion zu verwenden, so lange die dadurch vorgegebene Skintiefe in einem vernünftigen Bereich liegt (kleiner als die Dicke des Prüfteils und groß genug, um Oberflächenrauigkeiten zu unterdrücken und auch groß genug, um verdeckte Risse detektieren zu können).

Ein typischer Hochfrequenz-Induktionsgenerator (50 - 500 kHz) regt über einen Übertragungstransformator einen Schwingkreis an, der aus dem Induktor und einigen Kondensatoren besteht. Damit der Generator die maximal mögliche Leistung zur Verfügung stellen kann, sollte der Schwingkreis in Resonanz oder in der Nähe der Resonanz betrieben werden. Prüfteile verstimmen aber, je nachdem, wie gut die Kopplung ist, den Schwingkreis. Daher ist es normalerweise möglich, über die Wahl der passenden Kondensatoren den Schwingkreis so abzustimmen, dass die Resonanzfrequenz innerhalb des Bereiches liegt, in dem der Generator betrieben werden kann.

Typischerweise können die Induktionsgeneratoren eine Stromstärke von maximal 35 A liefern. Je nachdem, wie gut die Kopplung zwischen Induktor und Prüfteil ist, verändert sich nicht nur die Resonanzfrequenz sondern auch die Impedanz. Daher muss der Übertragungstransformator im Induktionsgenerator so angepasst werden, dass die Stromstärke maximal ist.

Bei einer schwachen Kopplung, wie sie typischerweise bei nicht ferromagnetischen Materialien vorliegt, sollte ein Transformationsverhältnis von 15:1 bis 30:1 gewählt werden. Mit

diesem Transformator beträgt die Stromstärke im Induktor etwa 500 - 1000 A. Für ferromagnetische Materialien sollte dieses Verhältnis, aufgrund der deutlich besseren Kopplung kleiner sein.

Die Hochstromgeneratoren sollten zudem extern triggerbar sein und auch die Pulsdauer sollte von außen vorgegeben werden können. Dabei ist es sinnvoll, wenn die kleinstmögliche Pulsdauer bei maximal 5 ms liegt, damit auch in thermisch gut leitfähigen Materialien ein scharfes Ergebnisbild erzielt werden kann. Die Pulsdauer, die sich für die meisten Prüfteile als brauchbar herausgestellt hat, liegt bei etwa 100 ms. Bei diesen kurzen Pulsdauern kann auch die normalerweise nötige Wasserkühlung des Induktors entfallen und der hohle Induktor kann dadurch durch einen Draht ersetzt werden. Für Lock-In Messungen, die für Materialien mit einer hohen elektrischen und thermischen Leitfähigkeit wie Aluminium sinnvoll sind, ist es zudem nötig, den Generator über einen analogen Eingang oder durch schnelles Ein- und Ausschalten in der Amplitude modulieren zu können (ca. 1 - 100 Hz).

### 7.1.2 Elektromagnetische Anregung des Prüfteils

Induktionsthermographie ist ein kontaktfreies Verfahren, mit dem in elektrisch leitfähigen Materialien ein Strom eingekoppelt wird. Im Gegensatz dazu ist für Konduktionsthermographie eine galvanische Kontaktierung an das leitfähige Prüfteil nötig. Der bei beiden Verfahren aufgeprägte Strom, genauso wie die daraus resultierende Erwärmung, ist dabei im Allgemeinen nicht homogen. Bei galvanischer Kontaktierung fließt der Strom im Falle von Wechselstrom hauptsächlich in den Kanten und bei induktiver Kopplung fließt der Strom hauptsächlich unter dem Induktor. Dies sind demnach die Bereiche, in denen Defekte am einfachsten nachzuweisen sind. Wie sich aber in den vorhergegangenen Kapiteln gezeigt hat, kann dieser Bereich durch Puls-Phasen- bzw. Lock-In-Auswertungen erweitert werden und das Signal/Rausch-Verhältnis verbessert werden.

Daher wird sofort ersichtlich, dass der Prüfaufbau und damit auch die Einkopplung an das jeweilige Objekt angepasst werden muss und dass je nach Anforderung ein unterschiedlicher Aufwand betrieben werden muss. Daher kann es in einigen Fällen ausreichen, insbesondere wenn eine Prüfung an einer bestimmten Stelle ausreichend ist, einfach den Prüfkörper unter dem Induktor zu positionieren oder galvanisch zu kontaktieren, in anderen Fällen sind dagegen viele Messungen an vielen Positionen nötig. Dabei muss aber, je nach gewünschter räumlicher Auflösung, der Bildausschnitt passend gewählt werden. Außerdem muss je nach gewünschter Nachweisgrenze der Hochstromgenerator passend gewählt werden (siehe Abschnitt 6.4), wobei sich für die meisten Anwendungsgebiete ein Generator mit 5 - 10 kW als ausreichend herausgestellt hat.

Bei vielen Bauteilen besteht die Anforderung, Defekte im gesamten Prüfteil und in beliebiger Ausrichtung nachzuweisen. In diesem Fall ist eine Komplettprüfung nötig. Dies ist durch passendes Verschieben der Probe und durch die der Situation angepasste Stromankopplung (induktiv oder konduktiv) möglich. Zusätzlich muss, um Defekte in allen Richtungen nachzuweisen (wie es schon mehrfach in dieser Arbeit erwähnt wurde), das Prüfteil oder die Anregung (induktiv bzw. konduktiv) gedreht werden.

Sofern Defekte nur in bestimmten Regionen eines Prüfteils kritisch sind bzw. überhaupt nur in bestimmten Regionen Defekte auftreten, kann die Prüfanforderung dem Vorwissen ange-

passt werden. Ein Beispiel dafür ist die Prüfung des Schaufelblattes von Turbinenschaufeln. In diesen wachsen Risse meist vom Rand nach innen. Damit ist die Richtung (senkrecht zur Schaufelkante) und die Lage (von der Schaufelkante ausgehend) der Risse festgelegt. Daher kann die gesamte Schaufel durch einen Induktor, der entlang der Kante verläuft, in einer einzigen Messung geprüft werden. Diese Überlegung, einen Induktor entlang des Pfades zu legen von dem Risse ausgehen, lässt sich natürlich auch für kompliziertere Pfade verallgemeinern.

Bei allen induktionsthermographischen Prüfaufbauten muss also, je nach Anforderung, entweder der Induktor so angepasst werden oder das Prüfteil so verschoben werden, dass damit alle zu inspizierenden Bereiche getestet werden können.

Eine Möglichkeit für eine bessere Abdeckung des zu untersuchenden Bereichs ist ein Induktor mit mehreren, in Serie geschalteten, parallel verlaufenden Drähten. Dadurch entsteht unter dem Induktor, an der Oberfläche des Prüfteils ein homogeneres Magnetfeld und damit auch ein homogenerer Stromfluss. Dadurch ist der Bereich, in dem die Stromdichte zur Detektion von Rissen hoch genug ist größer. Durch geeignetes Verschieben dieser kammartigen Induktoranordnung lässt sich auch der Bereich inspizieren, der durch die Induktorstäbe verdeckt war.

Daneben gibt es, insbesondere für längliche Prüfteile mit einer einfachen Geometrie (beispielsweise wie der Stahlbalken aus Abb. 6.53), die Möglichkeit das Prüfteil relativ zu Induktor und Kamera zu verfahren und den Induktionsgenerator im Dauerstrichmodus (CW) zu betreiben. Dadurch wird jede Stelle des Prüfteils beim Verfahren zuerst erwärmt und, nachdem diese Stelle den Induktor passiert hat, kühlt sie wieder ab. Es wird also das gesamte Prüfteil getestet und durch passende Nachbearbeitung der aufgezeichneten Infrarotsequenz lässt sich ein Ergebnisbild für das gesamte Teil berechnen.

### 7.1.3 Detektion der Temperaturverteilung und Nachbearbeitung der Daten

Da die Phasenbilder aus der Puls-Phasen- und aus der Lock-In-Auswertung sehr gute Ergebnisbilder liefern (da sie zum einen das Signal/Rausch-Verhältnis steigern und zum anderen Inhomogenitäten in der Stromdichteverteilung unterdrücken), sollten sie für die Nachbearbeitung der Infrarotdaten von induktions- und konduktionsthermographischen Untersuchungen verwendet werden. Daher muss bei der gepulsten Anregung also sowohl der Aufheizprozess wie auch die Abkühlungsphase aufgezeichnet werden (für ein optimales Ergebnis der Puls-Phasen-Analyse sollte die aufgezeichnete Abkühlphase gleich der Heizzeit sein).

Aus diesen Auswertelgorithmen ergeben sich auch die Randbedingungen für die Infrarotkamera. Insbesondere Lock-In Messungen mit Modulationsfrequenzen von 1 - 100 Hz schränken die Auswahl der Kameras stark ein. Eine Kamera sollte also, um auch feine Effekte innerhalb der Temperaturverteilung detektieren zu können, ein möglichst geringes Eigenrauschen (NETD) besitzen. Außerdem sollte aufgrund der schnellen Vorgänge und, um auch Lock-In-Messungen durchführen zu können, die Bildrate der Kamera möglichst höher als 200 Hz sein. Weiterhin sollte die Serienaufzeichnung mit der Kamera von außen triggerbar sein, um die Daten synchronisiert zur Anregung aufzeichnen zu können.

## 7.2 Verbesserung des Defektsignals in der Serienprüfung

Aber auch bei Verwendung der Phasenbilder aus der Puls-Phasen- und der Lock-In-Auswertung bleiben, wie die Beispiele in Abschnitt 6.5 zeigen, in den Phasenbildern noch in gewissem Umfang Effekte der inhomogenen Anregung und von geometrischen Besonderheiten des Prüfteils, wie Kanten, Ecken, Graten usw., erhalten. Daher ist es bei Prüfteilen mit einer komplexen Geometrie schwierig, Defekte von Geometrieeffekten zu unterscheiden.

Dieses Problem kann aber in einem Prüfaufbau, in dem baugleiche Teile geprüft werden, reduziert oder sogar beseitigt werden, da in diesem Fall die Infrarotsequenz eines Gutteils aufgenommen werden kann, und das Ergebnisbild von dem des zu prüfenden Teils abgezogen werden kann. Diesen Vorgang, der natürlich auch bei Prüfteilen mit einer einfachen Geometrie hilft, zeigt Abb. 7.1:

Im ersten Bild ist ein Riss im Fuß einer Turbinenschaufel nach einem Induktionspuls von 100 ms zu sehen. Da Turbinenschaufelfüße aber im Normalfall ein Profil haben, sind neben dem Riss und der inhomogenen Anregung auch deutlich die Geometrieeffekte zu sehen.

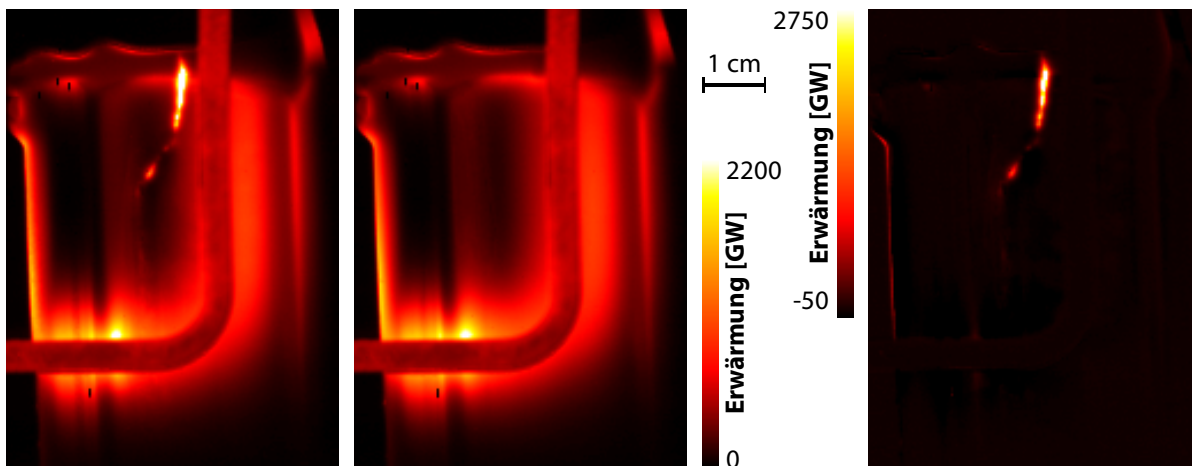


Abbildung 7.1: Signalverarbeitung zur Unterdrückung von stromflussbedingten Scheinindikationen (experimentelle Ergebnisse; der Induktor ist in den beiden linken Bildern zu sehen):

- a) Prüfteil mit Riss: Rissindikation incl. Scheinindikationen
- b) baugleiches Prüfteil ohne Riss: nur Scheinindikationen
- c) nach Abzug von a und b: nur Rissindikation

Diese Effekte sind auch im zweiten Bild zu sehen, das eine baugleiche Schaufel bei identischem Prüfaufbau und Prüfparametern zeigt, die nicht beschädigt ist. Das dritte Bild schließlich ist durch Subtraktion des Ergebnisbildes des Gutteils von dem des Schadteils berechnet worden. Wie zu sehen ist, ist bis auf kleine Effekte aufgrund der nicht optimalen Positionierung oder kleiner Geometrieunterschiede der Schaufeln, nur der Riss zu sehen.

Daher lassen sich Geometrieeffekte bei der Prüfung von immer gleich geformten Teilen gut unterdrücken und das Verfahren wird zu einer Dunkelfeldmethode, da nur noch die Defekte zu sehen sind.

Dabei muss aber die Position des Gut- und Schlechtheils und die Erwärmung an den unbeschädigten Teilen möglichst exakt übereinstimmen. Um dies zu erreichen, sollte daher die Amplitude und die Länge des Heizpulses jedes Mal übereinstimmen und der zeitliche Jitter vernachlässigbar sein. Dies ist durch die Wahl des passenden Generators und der passenden Ansteuerung leicht zu verwirklichen. Zum anderen müssen, um unabhängig von der Kalibrierung der Kamera zu sein, die ungeschädigten Bereiche die gleiche Intensität haben. Des Weiteren sollte auch die Emissivität der Oberflächen übereinstimmen bzw. durch geeignete Auswertung die Unterschiede in der Emissivität unterdrückt werden.

Dies ist durch Verwendung von Phasenbildern aus der Puls-Phasen- oder Lock-In-Auswertung und anschließende Subtraktion der Ergebnisbilder möglich. Dadurch wird außerdem auch das Signal/Rausch-Verhältnis verbessert und die Ergebnisbilder sind automatisch normiert. Es sollten aber aus Praktikabilitätsgründen (einfachere Unterdrückung von Emissivitätsunterschieden und von Rauschen) die Ergebnisbilder, also die beiden Phasenbilder, voneinander abgezogen werden.

*Abbildung 7.2: Subtraktion der beiden durch Puls-Phasen-Auswertung gewonnen Phasenbilder (Schadteil – Gutteil)*

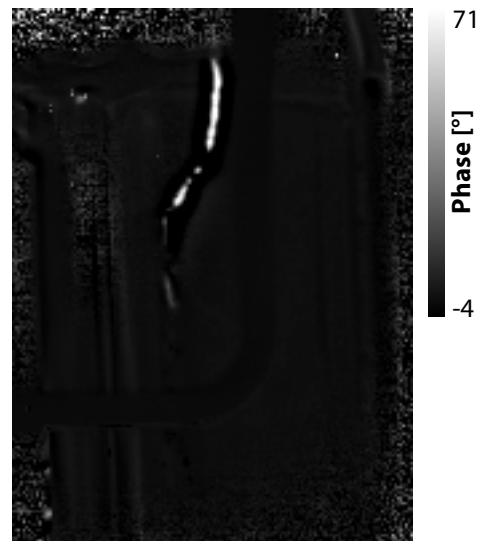


Abb. 7.2 zeigt das Ergebnis der Subtraktion der beiden Phasenbilder. In diesem ist der Riss sehr gut in voller Länge zu sehen. Daneben ist nur das typische Rauschen der Puls-Phasen-Analyse zu sehen, das an Stellen auftritt an denen das Signal zu gering ist.

Es lässt sich also in der Serienprüfung das Ergebnis so weit verbessern, dass nur noch der Schaden selbst ein Signal liefert. Diese Bauteile sollten zur möglichst exakten Positionierung automatisch (eventuell durch einen Roboter) in dem Aufbau positioniert werden und anschließend wie beschrieben die Prüfung durchgeführt werden. Dadurch und durch das sehr gute Ergebnisbild, das eine weitgehend automatische Auswertung zulassen sollte, ist eine teil- oder vollautomatische Prüfung auch bei komplexen Geometrien möglich.

### 7.3 Stationäres System

Aufbauend auf den Überlegungen aus Abschnitt 7.1 wurde im Laufe dieser Arbeit ein stationäres Induktionsthermographiesystem aufgebaut (siehe Abb. 7.3), das auch für Untersuchungen mit konduktiver Anregung verwendet worden ist. Dieses besteht aus einem 10 kW-Hochstromgenerator des Typs Hüttinger Axio 10/450 (Frequenzbereich: 50 - 450 kHz, Transformationsverhältnis: 14:1 maximale Stromstärke: 490 A), der MWIR Infrarotkamera Thermosensorik CMT 256 HS (Auflösung: 256x256, maximale Bildrate: ca. 880 Hz bei Vollbild) und drei motorisierten Verschiebetischen, um die relative Position zwischen Induktor und Prüfteil mit einer hohen Genauigkeit verfahren zu können.

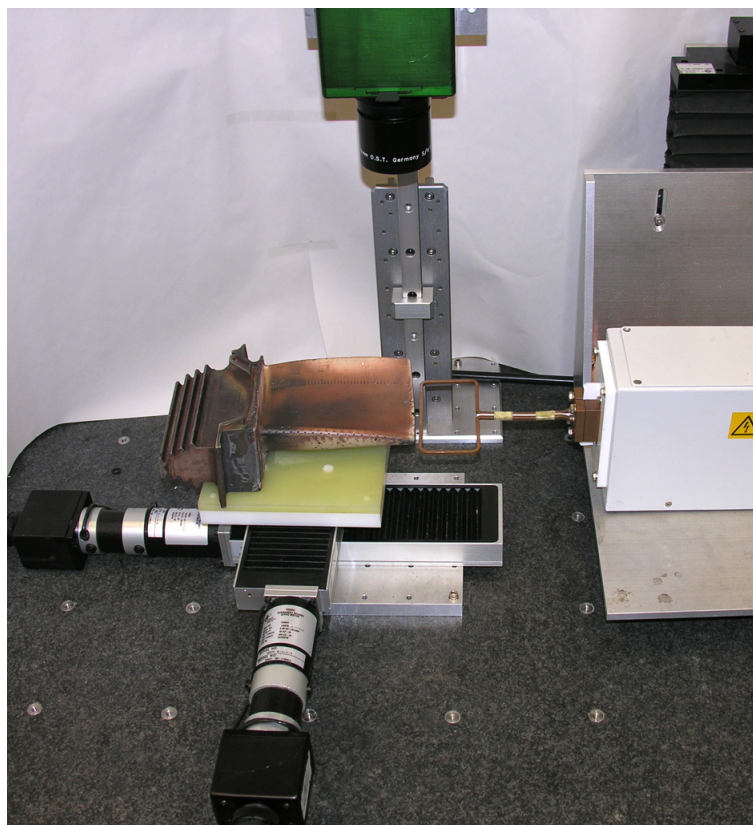


Abbildung 7.3: Stationäres System für die induktionsthermographische Prüfung (von oben: Infrarotkamera, rechts: Außenkreis des Induktionsgenerators)

Der wassergekühlte Hochstromgenerator ist über ein etwa 2 m langes, 5 cm dickes und relativ starres Kabel mit dem ebenfalls wassergekühlten Außenkreis verbunden, an dem der Induktor befestigt wird. Dieser sollte im Normalfall auch wassergekühlt sein. Bei kurzen Heizpulsen kann die Wasserkühlung des Induktors aber ausgeschaltet werden und der Induktor durch einen dicken Kupferdraht (16 mm<sup>2</sup> Querschnitt) ersetzt werden. Der Hochstromgenerator arbeitet immer in der Nähe der Resonanzfrequenz des Schwingkreises (die durch die im Außenkreis befindlichen, austauschbaren Schwingkreiskondensatoren angepasst werden kann) und versucht die eingestellten Sollgrößen (Leistung, Strom, Spannung) durch die



Regelung der Frequenz zu erreichen. Dadurch kommt es zu dem in Abschnitt 4.4 erwähnten Regelverhalten, das nicht ausgeschaltet werden kann.

Da man mit dem in dem Generator eingebauten Timer nur eine Pulslänge in Vielfachen von 50 ms einstellen kann (daher war auch die minimale Pulslänge 50 ms lang), wurde die Ansteuerung durch einen Computer verwirklicht. Dadurch war zum einen eine einfachere Synchronisierung mit der Infrarotkamera und zum anderen eine minimal 5 ms lange Pulslänge möglich. Des Weiteren konnte auch eine periodische Anregung für Lock-In-Messungen durch periodisches Ein- und Ausschalten des Generators verwirklicht werden (der Amplitudeneingang des Generators konnte durch die nur im 50-ms-Takt erfolgende Abtastung nicht zur Modulation verwendet werden).

Ein wesentlicher Vorteil dieses Systems besteht in der durch die Kondensatoren anpassbare Frequenz. Ein erheblicher Nachteil dieses Systems ist der große, schwere und unhandliche Außenkreis (Breite: 11,4 cm, Höhe: 18,6 cm, Länge: 32,8 cm, Gewicht: 12 kg), der in keine Richtung gekippt darf. Daher ist das System auch nicht portabel einsetzbar.

## 7.4 Mobiles, handgeführtes Induktionssystem

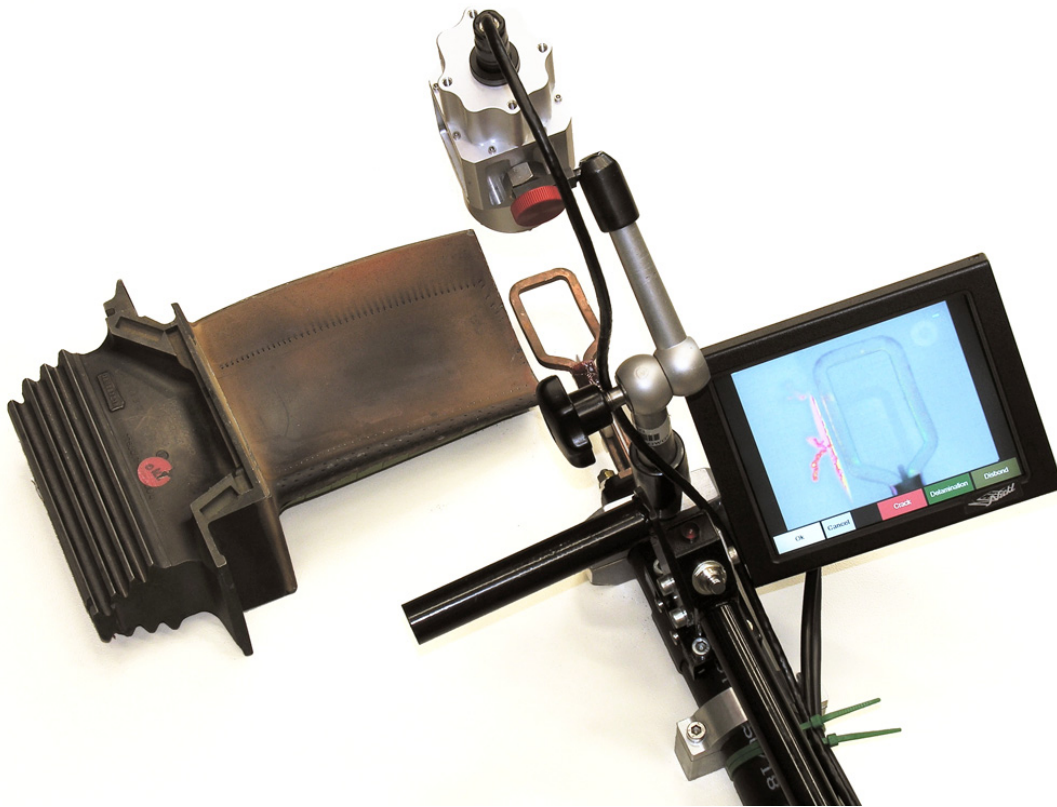
*Abbildung 7.4: Mobiles, handgeführtes Induktionsthermographiesystem*



In vielen Fällen ist es aber nötig, eine Prüfung an speziellen oder schwer zugänglichen Orten durchzuführen. Es handelt sich also um Situationen, in denen die Teile im Service geprüft werden sollen, ohne sie vorher ausbauen zu müssen, oder in denen die Prüfteile zu groß oder unhandlich sind, um sie automatisiert zu prüfen. Für diese Anwendungsfälle ist ein mobiles, handgeführtes System erforderlich. Dieses kann beliebig positioniert werden und sollte am

besten eine sofortige Auswertemöglichkeit bieten, um die Defekte identifizieren und markieren zu können.

Daher wurde auf Basis eines modifizierten Induktionsgenerators des Typs Eldec HFG 10 igbt solch ein System entwickelt (siehe Abb. 7.4). Der deutlich kleinere Außenkreis dieses Generators (Durchmesser: 4,5 cm, Länge: 20 cm, Gewicht: 2 kg) ist flexibel positionierbar und über ein ebenfalls ca. 5 cm dickes Kabel mit dem Generator verbunden, das aber im Gegensatz zu dem Kabel des stationären Systems relativ lang (5 m) und flexibel ist. Daher kann der Induktor innerhalb des Kabelradius und in einer beliebigen Lage positioniert werden. Die Resonanzfrequenz des Generators lässt sich zwar nicht durch den Austausch der Schwingkreiskondensatoren anpassen, dafür ist aber das Regelverhalten des Generators deutlich weniger komplex und die maximale Stromstärke höher (ca. 980 A). Zudem kann der Induktionspuls beliebig lang sein und die Amplitude des Induktionsstroms kann durch einen analogen Eingang mit bis zu 300 Hz für Lock-In-Messungen moduliert werden.



*Abbildung 7.5: Außenkreis des mobilen, handgeführten Induktionsthermographiesystems an den ein Knopf, eine kleine Infrarotkamera und ein Display mit Touchscreen montiert sind*

Um das System portabel zu gestalten, wurde es in ein transportables 19“-Gehäuse integriert. Es enthält dabei neben dem Induktionsgenerator einen Rechner für die Steuerung des gesamten Systems und eine ausziehbare Tastatur mit ausklappbarem TFT-Monitor. Die Verbindung zwischen Computer und den anderen Geräten wurde dabei über eine eigens entwickelte Ansteuerungselektronik verwirklicht. Die softwareseitige Ansteuerung und die Bildauswer-

tung wurde in eine Softwarelösung für thermographische Untersuchungen integriert, die bei Siemens CT entstanden ist. An dem Außenkreis lassen sich außerdem (siehe Abb. 7.5) eine Infrarotkamera, damit sie nicht extra aufgestellt werden muss, ein kleines Display, um direkt das Messergebnis zu sehen und zu interpretieren, und ein Knopf, um den kompletten Messvorgang zu starten, befestigen. Durch ein Display mit Touchscreen lässt sich sogar eine Bedienung vor Ort, inklusive Fehlerbewertung, durchführen.

## 7.5 Vergleich des Verfahrens mit anderen Methoden der zerstörungsfreien Prüfung

Wie sich in den vorhergegangenen Kapiteln gezeigt hat, eignet sich sowohl die Induktions- als auch die Konduktionsthermographie hervorragend zum Nachweis von Rissen, da sowohl offene Risse als auch sehr eng geschlossene Risse, Risse mit vielen Kontaktstellen und Risse unter leitfähigen und nicht leitfähigen Deckschichten kein Problem darstellen. Einzig die elektrische Leitfähigkeit des Prüfteils schränkt die Materialien ein, die geprüft werden können. Das Prüfteil muss aber nicht metallisch sein, es reicht aus, wenn es elektrisch leitfähig ist (z. B. CFK). Des Weiteren sind Prüfteile umso leichter zu untersuchen, je einfacher ihre Form ist, da die Stromdichteverteilung von der Form abhängt und die Stromdichte, und damit auch die Nachweisempfindlichkeit, in manchen Bereichen reduziert oder erhöht ist. Außerdem kann die Stromdichte und damit auch die Erwärmung, durch geometrische Effekte oder durch Defekte, lokal stark sein.

Tabelle 7.1 zeigt einen Vergleich mit verschiedenen anderen Methoden der zerstörungsfreien Prüfung hinsichtlich verschiedener Rissarten und Tabelle 7.2 hinsichtlich verschiedener Eigenschaften der Methoden.

	Generelle Rissdetektion	Geschlossen <sup>a</sup>	Offen	Risse unter Deckschicht
Farbeindringprüfung	+	0	0	–
Wirbelstromprüfung	+	0	+	+
Induktionsthermographie	+	+	+	+
Konduktionsthermographie	+	+	+	+
Akustische Thermographie	+	0	(–) <sup>b</sup>	+

*Tabelle 7.1: Vergleich der Methoden hinsichtlich der Detektierbarkeit verschiedener Rissarten (+: gut, 0: schlecht, –: nicht)*

*a: Mit hoher kompressiver Vorspannung geschlossener Riss mit vielen Kontaktstellen*

*b: lediglich Risspitzen*

Dabei ist die Farbeindringprüfung, als flächiges und sehr empfindliches Verfahren zum Rissnachweis, eine der ältesten und eine der am weitesten verbreiteten Techniken. Bei dieser Technik wird auf das Prüfteil ein stark färbendes oder fluoreszierendes Kriechöl aufgebracht.

Durch Kapillarwirkung dringt das Öl in Oberflächendefekte (wie Risse) ein, die nicht zu eng geschlossen sein dürfen. Nach einer gründlichen Reinigung der Oberfläche verbleibt das Öl nur noch in Defekten, die nicht zu weit geöffnet sind. Unmittelbar nach dem Reinigungsprozess beginnt das Öl aus den Defekten auszutreten, was durch einen Entwickler noch verstärkt werden kann. Es können also mit diesem Verfahren nur Defekte, die zur Oberfläche hin offen sind, nachgewiesen werden. Daher muss bei Prüfteilen mit einer Beschichtung diese vor der Prüfung entfernt werden, was zum einen hohen Kosten verursachen kann und zusätzlich, zu den für die Prüfung verwendeten Chemikalien, die Umwelt belastet. Außerdem ist das Verfahren sehr schwierig zu automatisieren und hängt stark vom Prüfer ab.

Mit der Wirbelstromprüfung, die das gleiche Anregungsprinzip wie die Induktionsthermographie verwendet, aber anstelle des Temperaturbildes punktweise die Veränderung der Induktivität durch Risse, Delaminationen und Materialeigenschaften aufzeichnet, können aufgrund der gleichen Anregungsmöglichkeit auch nur elektrisch leitfähige Materialien untersucht werden. Da aber Risse mit vielen Berührstellen die Induktivität nur sehr schwach stören, ist es mit diesem Verfahren schwierig, solche Risse zu detektieren. Außerdem ist das Verfahren deutlich kritischer in Hinsicht auf den Abstand zwischen Sonde und Prüfteil. Daher muss, um Risse in der gesamten Fläche nachzuweisen, die Wirbelstromsonde in zwei Dimensionen verfahren werden, wobei der Abstand aber immer der gleiche sein muss.

Neben diesen klassischen Verfahren der zerstörungsfreien Prüfung ist der Nachweis von Rissen auch mit der akustischen Thermographie möglich. Dieses Verfahren hat aber, genauso wie die Farbeindringprüfung, Probleme mit dem Nachweis von offenen Rissen, da hier keine Reibung oder Verformung der Rissflanken stattfinden kann, und eng geschlossenen Rissen, da sich hier die Rissflanken bei hoher kompressiver Vorspannung schlechter gegeneinander bewegen können und damit auch weniger Wärme erzeugen [Hom07]. Im Gegensatz zur Farbeindringprüfung ist mit der akustischen Thermographie aber der Nachweis von verdeckten Rissen möglich. Dafür muss bei diesem Verfahren aber der Ultraschall mechanisch kontaktierend in das Prüfteil eingekoppelt werden. Die dadurch in dem Prüfteil erzeugten Schwingungen können aber auch das Material schädigen bzw. Risse wachsen lassen. Außerdem gibt es auch Bereiche, in denen Risse auf Grund der Schwingungsmoden nicht nachgewiesen werden können. Zudem unterscheiden sich die Schwingungsmoden stark bei auch nur leicht verschiedenen Anregungspunkten und auch bei baugleichen Prüfteilen. Es muss daher ein großer Aufwand getrieben werden, um reproduzierbare Ergebnisse zu erhalten [Hom07].

## 7.5 Vergleich des Verfahrens mit anderen Methoden der zerstörungsfreien Prüfung

	Kon- taktfrei- heit	Zerstö- rungs- frei	Doku- menta- tion der Ergeb- nisse	Repro- duzier- barkeit	Bild- hafte Infor- mation	Auto- mati- sierbar	Umwelt verträglichkeit
Farbeindringprüfung	– <sup>a</sup>	+ <sup>a</sup>	–	0	++	–	–
Wirbelstromprüfung	0	++	0	+	– (0 <sup>b</sup> )	0	++
Induktionsthermographie	++	++	++	++	+	++	+ <sup>c</sup>
Konduktionsthermographie	–	++	++	++	+	0	+ <sup>c</sup>
Akustische Thermographie	---	0	++	–	++	0	+ <sup>c</sup>

*Tabelle 7.2: Vergleich der Methoden hinsichtlich verschiedener Eigenschaften (a: Vorhandene Beschichtungen müssen entfernt werden; b: Abscannen; c: Stromverbrauch der Generatoren)*



## 8 Zusammenfassung

Induktions- und Konduktionsthermographie, die beiden aktiven Thermographieverfahren mit elektromagnetischer Anregung, haben sich als effiziente und zuverlässige Verfahren herausgestellt, um Risse in elektrisch leitfähigen Materialien nachzuweisen. Dabei ist insbesondere auch der Nachweis von offenen Rissen wie auch von besonders eng geschlossenen Rissen möglich, die vielen anderen Verfahren der zerstörungsfreien Werkstoffprüfung Probleme bereiten. Dies trifft ebenfalls auf den Nachweis von verdeckten Rissen im Material und unter leitfähigen und nicht leitfähigen Deckschichten zu.

Diese Erkenntnisse konnten durch die Untersuchungen in der vorliegenden Arbeit erzielt werden. Ausgangspunkt waren hierbei Nuten und Schlitze, die als Modelle für reale Risse in der Literatur eingeführt und in Ansätzen diskutiert worden sind. Darauf aufbauend wurden diese beiden Modelle mit FE-Simulationen und Experimenten näher untersucht, wobei gezeigt werden konnte, dass die Effekte offener Risse sehr gut erklärt werden können. Andererseits wird jedoch durch diese beiden Modelle für Effekte vieler realer, geschlossener Risse keine hinreichende Erklärung geboten, weswegen zur Beschreibung von geschlossenen Rissen zwei neue weiterführende Modelle entwickelt wurden.

Geschlossene Risse erscheinen in den hier behandelten aktiven Thermographieverfahren aufgrund von Berührungspunkten als eine Kette von Hot-Spots, wobei die Dichte der Hot-Spots von der Kraft abhängt, mit der die beiden Rissflanken zusammengepresst werden. Daher erscheint die Erwärmung entlang eines sehr eng geschlossenen Risses besonders homogen. Bei Berührungspunktdichten, bei denen die einzelnen Berührungspunkte nicht mehr unterschieden werden können, hat sich gezeigt, dass ein Riss auch als ein Bereich reduzierter elektrischer Leitfähigkeit beschrieben werden kann.

Es lassen sich also die Effekte sämtlicher Risse mit den Modellen beschreiben. Insbesondere können mit Induktions- und Konduktionsthermographie auch komplett geöffnete Risse und sehr eng geschlossene Risse mit vielen Berührungspunkten nachgewiesen werden.

Um aber die Detektierbarkeit von Rissen besser einschätzen zu können, ist es nötig, die Anregungstechnik zu verstehen. Aus diesem Grund wurde in der vorliegenden Arbeit untersucht, wie die Stromdichte bei induktiver bzw. konduktiver Kopplung verteilt ist, wobei ausgehend von den elektromagnetischen Diffusionsgleichungen analytische Modelle für die Stromdichteverteilung aufgestellt wurden. Die Ergebnisse der analytischen Modellrechnung stimmten dabei sehr gut mit entsprechenden FE-Simulationen sowie Experimenten überein. Dabei konnte sowohl die Stromdichteverteilung bei galvanischer Kontaktierung als auch die Stromdichteverteilung bei induktiver Kopplung berechnet werden. Insbesondere für reale, endlich große Prüfteile kann damit erstmals ein analytisches Modell aufgestellt werden. Das in dieser Arbeit vorgestellte Modell hat darüber hinaus den Vorteil, dass die Effekte des induzierten und des rückfließenden Stroms getrennt betrachtet werden können.

Im Rahmen dieser Arbeit wurden neben den Grundlagen auch zwei Thermographieanlagen mit induktiver Anregung aufgebaut, welche zwei Anwendungsgebiete abdecken, für die sich dieses Verfahren als besonders geeignet gezeigt hat. Zum einen ist dies ein mobiles, handgeführtes System für Prüfungen im Service, das auch schon bei Siemens Power Generation eingesetzt wird. Die andere Anlage ist als stationäres System gut für die Serienprüfung geeignet, wobei man sehr gut reproduzier- und dokumentierbare Ergebnisse erhält. Diese können weiterhin durch die in dieser Arbeit vorgestellte Methode, bei der das Phasenbild einer Untersuchung an einem Gutteil von der an einem Prüfteil abgezogen wird, stark verbessert werden. Dadurch ist ein wesentlicher Schritt gemacht, um teil- oder vollautomatisierte Anlagen zur Prüfung von beliebigen Rissen zu bauen.

Durch die in dieser Arbeit durchgeführten Untersuchungen zu den Grundlagen der induktiven und konduktiven Anregung, zu den Detektionsmechanismen und durch den Aufbau von für diese Anregungstechnik gut geeigneten Systemen konnten die Rahmenbedingungen der Verfahren – inklusive der Nachweisgrenze – und die Breite der Anwendungsfelder festgelegt werden.

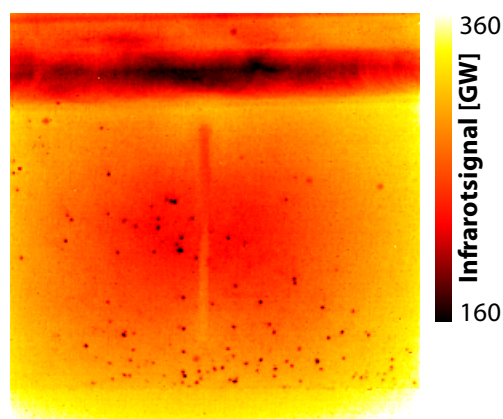


# Anhang

## A Auswertelgorithmen für Infrarotdaten

Durch die Wärme, die ein Körper je nach Temperatur und Emissivität ausstrahlt, können mit einer Infrarotkamera Bilder aufgezeichnet werden. Für die thermographische Materialuntersuchung auf Defekte ist aber nicht die insgesamt Erwärmung interessant, sondern die Erwärmung am Defekt, die sich in den Infrarotdaten, wie Abb. A.1 zeigt, teilweise nur sehr schwer abhebt.

Abbildung A.1: Induktionsthermographische Untersuchung an einem 8 cm langen, 1,5 cm breiten und 1 mm dicken Aluminiumprüfteil mit einem 1 cm langen Schlitz (Bild am Ende des 100 ms langen Induktionspulses; der Induktor ist im oberen Bereich des Bildes zu sehen)

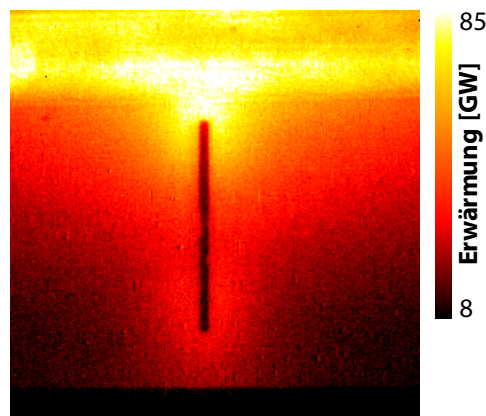


### A.1 Zwei-Bild-Korrektur

Der einfachste Ansatz, um die Information, die ein Infrarotbild über Defekte enthält, stärker herauszuarbeiten ist ein Bild, das vor der Erwärmung (das sogenannte Nullbild) aufgenommen worden ist, von der Serie abzuziehen:

$$T'_n(x, y) = T_n(x, y) - T_0(x, y). \quad (\text{A.1})$$

Abbildung A.2: Um das Nullbild korrigiertes Infrarotbild



Dadurch wird nur die thermische Antwort auf die Anregung dargestellt [Mal93]. Abb. A.2 zeigt, um wie viel besser der Schlitz im Vergleich zu Abb. A.1 zu erkennen ist.

## A.2 Lock-In-Auswertung

Wie Abschnitt 6.4 gezeigt hat, kann ein Defekt eventuell nicht detektiert werden, da die Signalintensität nicht ausreicht und da auf Grund der thermischen Diffusionslänge die Anreizungszeit nicht verlängert werden darf. In diesem Falle ist es sinnvoll, das Prüfteil zyklisch anzuregen und die Temperaturantwort aufzuzeichnen, da dadurch die insgesamt zugeführte Wärmemenge ansteigt, ohne dass Probleme mit der Diffusionslänge auftreten. Durch Fouriertransformation des Zeitverlaufs für jeden Punkt des Kamera-Arrays

$$F_n(x, y) = \text{Re } F_n(x, y) + i \text{Im } F_n(x, y) = \sum_{k=0}^{N-1} T_k(x, y) e^{2\pi i k n / N} \quad (\text{A.2})$$

lassen sich schließlich aus dem Real- und Imaginärteil der fouriertransformierten die Phase und die Amplitude für jeden Bildpunkt errechnen.

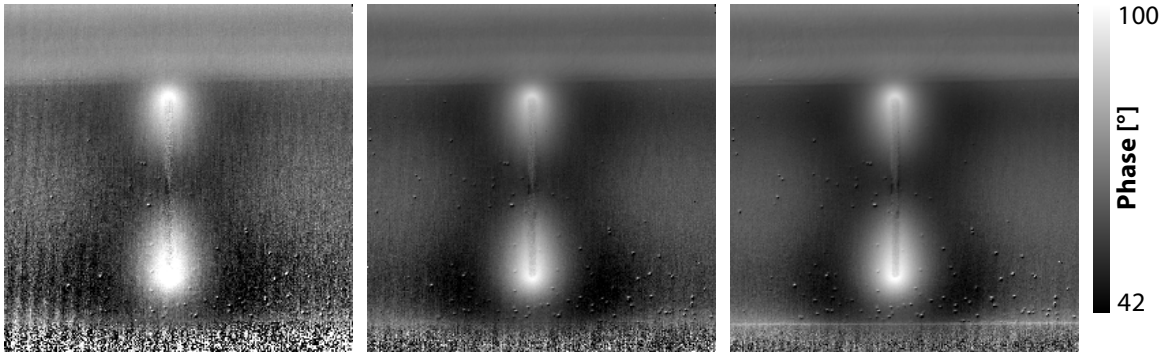


Abbildung A.3: Phasenbilder der Infrarotsequenz nach 2, 5 und 10 Zyklen bei 5 Hz Lock-In-Frequenz

Abb. A.3 zeigt die mittels Lock-In-Auswertung gewonnenen Phasenbilder nach 2, 5 und 10 Zyklen. Dabei wird das Signal/Rausch-Verhältnis umso besser, je mehr Zyklen zur Berechnung verwendet werden.

## A.3 Puls-Phasen-Auswertung

Um aber auch bei der gepulsten Anregung die Information, die in der gesamten Infrarotsequenz steckt, in ein Bild zu komprimieren, um dadurch das Signal/Rausch-Verhältnis zu verbessern, kann sehr ähnlich zur Lock-In-Auswertung vorgegangen werden. Bei der Puls-Phasen-Auswertung [MM96, MGZ02] wird das Aufwärmen und Abkühlen des Prüfteils aufgezeichnet und für jeden Punkt des Kameraarrays eine Sinus-Kosinus-Korrelation mit dem Zeitverlauf durchgeführt. Dies entspricht einer Fouriertransformation mit  $n = 1$ :

$$F_1(x, y) = \text{Re } F_1(x, y) + i \text{Im } F_1(x, y) = \sum_{k=0}^{N-1} T_k(x, y) e^{2\pi i k / N} \quad (\text{A.3})$$

Dadurch erhält man das in Abb. A.4 dargestellte Phasen- und Amplitudenbild.

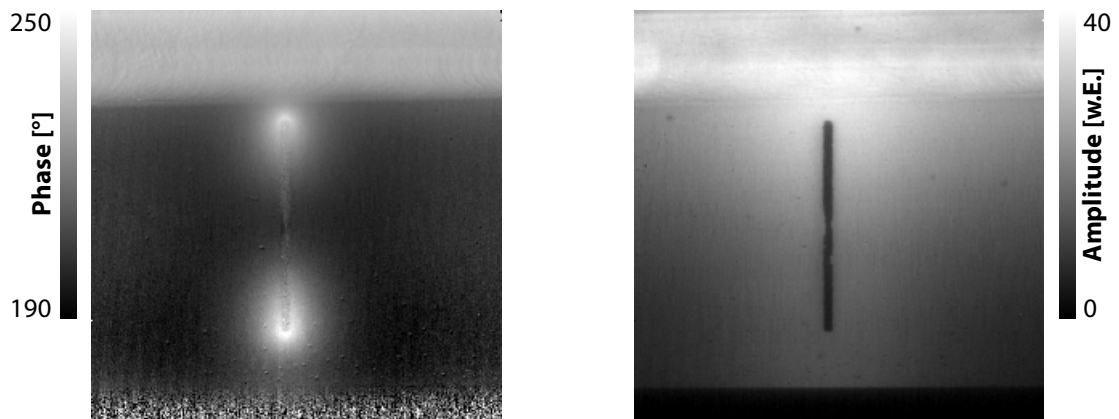


Abbildung A.4: Phasen- (links) und Amplitudenbild (rechts) der Infrarotsequenz (Puls-Phasen-Auswertung mit 100 ms Anregungs- und 100 ms Abkühlphase)

Für induktions- und konduktionsthermographischen Untersuchungen ist insbesondere das Phasenbild interessant, da zum einen das Signal/Rausch-Verhältnis deutlich verbessert wird und zum anderen aber auch, wie Abschnitt 6.2.2.5 gezeigt hat, da die Effekte auf Grund der Inhomogenität der Stromdichteverteilung etwas reduziert werden. Des Weiteren braucht die Anregungszeit für die Puls-Phasen-Auswertung nicht verlängert werden und das Berechnen der beiden Bilder geht sehr schnell.

## B Elektrische Verluste durch den Skin-Effekt

Um die Wirkung von Wechselstrom (AC) gegenüber Gleichstrom (DC) bzw. um die Wirkung der Frequenz auf die Verlustleistung (wegen des Skin-Effektes) studieren zu können, muss sowohl für den Gleichstromfall wie auch für den Wechselstromfall die Verlustleistung über

$$P = \int_0^d j^2 dr \quad (\text{B.1})$$

berechnet werden. Da aber in beiden Fällen die Stromstärke insgesamt gleich groß ist, muss die über die Leiterdicke  $d$  aufintegrierte Stromdichte auch in beiden Fällen gleich groß sein:

$$\int_0^d j_{DC} dr = \int_0^d j_{AC} dr. \quad (\text{B.2})$$

Da sich im Gleichstromfall die Stromdichte aus  $j_{DC}(r) = j_0$  ergibt:

$$\int_0^d j_{DC}(r) dr = j_0 d \quad (\text{B.3})$$

und da im Wechselstromfall die Stromdichte exponentiell abfällt  $j_{AC}(r) = j_1 e^{-r/s}$ , folgt für die Stromstärke:

$$\int_0^d j_{AC}(r) dr = \int_0^d j_1 e^{-r/s} dr = j_1 s (1 - e^{-d/s}). \quad (\text{B.4})$$

Daher gilt für  $j_1$ :

$$j_1 = j_0 \frac{d}{s} \frac{1}{1 - e^{-d/s}}. \quad (\text{B.5})$$

Daher ergibt sich für die Verlustleistung bei Gleichstrom:

$$P_{DC} = \int_0^d j_{DC}^2(r) dr = j_0^2 d, \quad (\text{B.6})$$

und bei Wechselstrom:

$$P_{AC} = \int_0^d j_{AC}^2(r) dr = j_1^2 \frac{s}{2} (1 - e^{-2d/s}) = j_0^2 \frac{d^2}{2s} \coth \frac{d}{2s}. \quad (\text{B.7})$$

Durch die Reihenentwicklung des Kotangens Hyperbolicus:

$$P_{AC} = j_0^2 \frac{d^2}{2s} \left( \frac{2s}{d} + \sum_{k=1}^{\infty} \frac{d/s}{k^2 \pi^2 + d^2/4s^2} \right) = P_{DC} + \sum_{k=1}^{\infty} \frac{d^3/2s^2}{k^2 \pi^2 + d^2/4s^2} \quad (\text{B.8})$$

wird durch den positiven Summenteil sofort klar, dass die Verlustleistung bei Wechselstrom höher ist als bei Gleichstrom. Einen weiteren Vergleich der Verlustleistungen ermöglicht Abb. B.1 in der für verschiedene Dicken die Verlustleistung über der Frequenz aufgetragen ist. In allen Fällen ist dabei die Verlustleistung im Gleichspannungsfall am geringsten und steigt mit der Frequenz an.

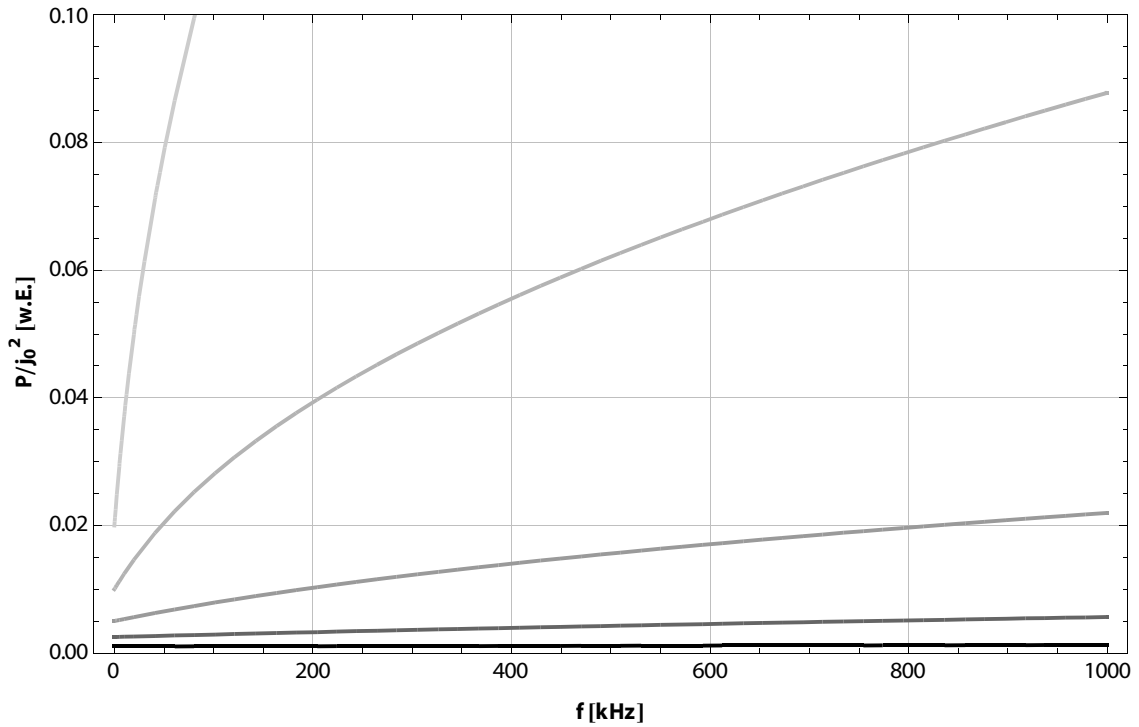


Abbildung B.1: Vergleich der Verlustleistung verschiedener mit Wechselstrom durchflossener Leiter ( $d = 1 \text{ mm}; 2,5 \text{ mm}; 5 \text{ mm}; 10 \text{ mm}; 20 \text{ mm}$ )



# Literaturverzeichnis

- [Ben90] G. Benkowsky: *Induktionserwärmung*. Berlin: Verlag Technik (1990)
- [Ber79] A. Berge, Elkem: *Detection of Flaws in Metal Members*. Patent US 4247306 (1979)
- [Ber79r] A. Berge, Elkem: *Detection of Flaws in Metal Members*. Patent US Re. 32166 (1979)
- [BEZ99] J. Bamberg, G. Erbeck, G. Zenzinger: *EddyTherm: Ein Verfahren zur bildgebenden Rißprüfung metallischer Bauteile*. ZfP-Zeitung **68**, 60-62 (1999)
- [BHB47] G.H. Brown, C.N. Hoyler, R.A. Bierwirth: *Theory and Application of Radio-Frequency Heating*. New York: D. Van Nostrand Company (1947)
- [BL04] S. Benzerrouk, R. Ludwig: *Infrared Testing of Green-State P/M Parts*. Advances in Powder Metallurgy & Particulate Materials **2004**, Part 11, 23-38, Herausgeber: R.A. Cherenkoff, W.B James, Princeton: MPIF (2004)
- [BL07] S. Benzerrouk, R. Ludwig: *Infrared Detection of Defects in Powder-Metallic Compacts*. Journal of NDE **26**, 1-9 (2007)
- [BLA05] S. Benzerrouk, R. Ludwig, D. Apelian: *On-Line and Off-Line Infrared Flaw Detection*. Advances in Powder Metallurgy & Particulate Materials **2005**, Part 11, 25-42, Herausgeber: C. Ruas, T.A. Tomlin, Princeton: MPIF (2005)
- [BLA06a] S. Benzerrouk, R. Ludwig, D. Apelian: *Electrothermal Defect Detection in Powder Metallurgy Compacts*. Review of Quantitative Nondestructive Evaluation **25**, 1201-1208, Herausgeber: D.O. Thompson, D.E. Chimenti, Melville: AIP (2006)
- [BLA06b] S. Benzerrouk, R. Ludwig, D. Apelian: *Contact-less Active Infrared Imaging System for the Detection of Defects in Green-State P/M Compacts*. Advances in Powder Metallurgy & Particulate Materials **2006**, Part 11, 46-60, Herausgeber: W.R. Gasbarre, J.W. v. Arx, Princeton: MPIF (2006)
- [BLA07a] S. Benzerrouk, R. Ludwig, D. Apelian: *Active Thermography for the Detection of Defects in Powder Metallurgy Compacts*. Review of Quantitative Nondestructive Evaluation **26**, 1201-1208, Herausgeber: D.O. Thompson, D.E. Chimenti, Melville: AIP (2007)

- [BLA07b] S. Benzerrouk, R. Ludwig, D. Apelian: *On-Line Testing of Green-State PM Compacts Through Active and Passive Thermograph*. Advances in Powder Metallurgy & Particulate Materials **2007**, Part 11, 40-48, Herausgeber: J. Engquist, T.F. Murphy, Princeton: MPIF (2007)
- [BNL99] A. Bendada, K.T. Nguyen, C.A. Loong: *Application of Infrared Imaging in Optimizing the Induction Heating of Semi-Solid Aluminum Alloys*. Advanced sensors for metals processing: Proceedings of the International Symposium on Advanced Sensors for Metals Processing, 331-342, Herausgeber: B.W. Brusey, J.F. Bussiere, M. Dubois, A. Moreau, CIM (1999)
- [BNZC05] J. Bamberg, S. Neuhäusler, G. Zenzinger, V. Carl: *Induktions-Thermografie - Ein innovatives Rissprüfverfahren*. DGZfP **98**, Vortrag 13 (2005)
- [BSZ06] J. Bamberg, W. Satzger, G. Zenzinger: *Optimized Image Processing for Eddy Current-Thermography*. Review of Quantitative Nondestructive Evaluation **25**, 708-712, Herausgeber: D.O. Thompson, D.E. Chimenti, Melville: AIP (2006)
- [But21] S. Butterworth: *Eddy-Current Losses in Cylindrical Conductors, with Special Applications to the Alternating Current Resistances of Short Coils*. Phil. Trans. **222**, 57-100 (1921)
- [But26] S. Butterworth: *Effective Resistance of Inductance Coils at Radio Frequency*. Experimental Wireless & The Wireless Engineer, 203-210 & 309-316 & 417-424 & 483-492 (1926)
- [BZ00] J. Bamberg, G. Zenzinger, MTU: *Verfahren und Vorrichtung zum Nachweis von Fehlern in metallischen Bauteilen*. Patent EP 1069430 (2000)
- [BZ04] J. Bamberg, G. Zenzinger, MTU: *Verfahren zum Nachweis von Fehlern in metallischen Bauteilen*. Patent DE 102004054699 (2004)
- [BZ05] J. Bamberg, G. Zenzinger, MTU: *Verfahren zum Nachweis von Fehlern in metallischen Bauteilen*. Patent EP 1659396 (2005)
- [BZ99] J. Bamberg, G. Zenzinger, MTU: *Verfahren und Vorrichtung zum Nachweis von Fehlern in metallischen Bauteilen*. Patent DE 19933446 (1999)
- [CDD71] C.C. Cheng, C.V. Dodd, W.E. Deeds: *General Analysis of Probe Coils Near Stratified Conductors*. Int. J. NDT **3**, 109-130 (1971)
- [CJ59] H.S. Carslaw, J.C. Jaeger: *Conduction of Heat in Solids*. Oxford: University Press (1959)



- [Cla35] G.H. Clamer: *The Development of the Coreless Induction Furnace*. Metals and Alloys **6**, 119-124 (1935)
- [CWW91] K.E. Cramer, W.P. Winfree, C.S. Welch: *A Handheld Thermographic System for the Detection of Disbonds in Laminated Structures*. Proceedings of the 37th International Instrumentation Symposium, 1107-1114 (1991)
- [CZ05a] V. Carl, G. Zenzinger: *Signalerzeugung bei der Induktionsthermografie*. DGZfP **92**, Vortrag 4 (2005)
- [CZ05b] V. Carl, G. Zenzinger: *Automatische Rissprüfung mit induktiv angeregter Thermografie*. DGZfP Jahrestagung **95**, Vortrag 57 (2005)
- [Dav90] E.J. Davies: *Conduction and Induction Heating*. London: Peter Peregrinus (1990)
- [DD68] C.V. Dodd, W.E. Deeds: *Analytical Solutions to Eddy-Current Probe-Coil Problems*. J. Appl. Phys. **39**, 2829-2838 (1968)
- [DDL69] C.V. Dodd, W.E. Deeds, J.W. Luquire: *Integral Solutions to some Eddy Current Problems*. Int. J. NDT **1**, 29-90 (1969)
- [Dod65] C.V. Dodd: *A Solution to Electromagnetic Induction Problems*. Master Thesis, University of Tennessee (1965)
- [Dod77] C.V. Dodd: *The Use of Computer-Modelling for Eddy-Current Testing*. Research Techniques in Nondestructive Testing, 429-478, Herausgeber: R.S. Sharpe, London: Academic (1977)
- [DS79] J. Davies, P. Simpson: *Induction Heating Handbook*. London: McGraw-Hill (1979)
- [Dum04] M. Dumm: *Weiterentwicklung der thermografischen Rissprüfung mit induktiver Anregung - EddyTherm*. Diplomarbeit, TU München, Maschinenbau (2004)
- [FC90] R. Faraji-Dana, Y. Chow: *Edge Condition of the Field and A.C. Resistance of a Rectangular Strip Conductor*. IEE Proceedings **137**, 133-140 (1990)
- [Fle91] J.A. Fleming: *On Some Effects of Alternating-Current Flow in Circuits Having Capacity and Self-Inductance*. Journal Institution of Electrical Engineers **20**, 471 (1891)
- [Fli00] T. Fließbach: *Elektrodynamik*. Heidelberg: Spektrum Akademischer Verlag (2000)

- [FOW+97] L.D. Favro, Z. Ouyang, L. Wang, X. Wang, F. Zhang, R.L. Thomas: *Infrared Video Lock-In Imaging at High Frequencies*. SPIE **3056**, 184-188 (1997)
- [Fuk76] M. Fukuyama, Nipponn Steel Corporation: *Method of Detecting a Surface Flaw of Metallic Material*. Patent US 4109508 (1976)
- [Gdo05] E.E. Gdoutos: *Fracture Mechanics*. Dordrecht: Springer Verlag (2005)
- [Gim05] J.A. Giménez Murcia: *Inductor Design for Eddy-Current Activated Lockin-Thermography*. Diplomarbeit, Universität Stuttgart & Universidad Politécnica de Cartagena (2005)
- [GS01] D. Gross, Th. Seelig: *Bruchmechanik - mit einer Einführung in die Mikromechanik*. Berlin: Springer Verlag (2001)
- [GW66] J.A. Greenwood, J.B.P. Williamson: *Contact of Nominally Flat Surfaces*. Proc. R. Soc. London, Ser A **A295**, 300-319 (1966)
- [Hea84] O. Heaviside: *The Induction of Currents in Cores*. The Electrician, 583 (1884-1885)
- [Hea85] O. Heaviside: *Electromagnetic Induction and its Propagation*. The Electrician, 148 (1885-1887)
- [Hea92] O. Heaviside: *Electrical Papers*. London: Macmillan and co. (1892)
- [Hil84] B. Hillemeier: *Location of Reinforcement by Induction-Thermography*. SPIE **520**, 197-206 (1984)
- [Hil86] B. Hillemeier: *Induktionsthermographie zur Ortung von Bewehrungsstählen*. Zerstörungsfreie Prüfung im Bauwesen, Tagungsbericht ZfPBau-Symposium 2. und 3. Oktober 1985, Berlin, 178-192, Herausgeber: G. Schickert, D. Schnitger, BAM (1986)
- [HM80] B. Hillemeier, U. Müller-Run: *Bewehrungssuche mit der Thermographie*. Beton- und Stahlbeton **4**, 83-85 (1980)
- [HN89] H. Hovland, J. Nilsen, Elkem: *Methode zur Rissprüfung in Knüppeln*. Patent EP 0378006 (1989)
- [Hom07] C. Homma: *Untersuchungen zu Mechanismus und technischer Umsetzung der akustischen Thermographie*. Dissertation, Universität des Saarlandes (2007)
- [HRS79] E.G. Henneke, K.L. Reifsnider, W.W. Stinchcomb: *Thermography - an NDI method for damage detection*. Journal of Metals **31**, 11-15 (1979)

- [HRSR82] E.G. Henneke, K.L. Reifsnider, W.W. Stinchcomb, S.S. Russell: *Vibrothermography: Investigation and development of a new nondestructive evaluation technique*, Report Nr. ARO-16202-9-MS, U. S. Army Research, NC (1982)
- [HS84] S.R. Halsør, M.K. Størset, Elkem: *Methods of Flaw Detection in Billets*. Patent US 4480928 (1982)
- [Hug86] D.E. Hughes: *Researches upon the Self-Induction of an Electric Current*. Journal of the Society of Telegraph-Engineers and Electricians, 354-369 (1886)
- [HW90] D.M. Heath, W.P. Winfree: *Quantitative thermal Diffusivity Imaging of Disbonds in Thermal Protective Coatings using Inductive Heating*. Review of Quantitative Nondestructive Evaluation **9**, 577-584, Herausgeber: D.O. Thompson, D.E. Chimenti, Melville: AIP (1990)
- [HWCZ95] J.S. Heyman, W.P. Winfree, K.E. Cramer, J.N. Zalamedia, : *Method and Apparatus for Thermographically and Quantitatively Analyzing a Structure for Disbonds and/or Inclusions*. Patent US 5562345 (1995)
- [Keg61] K. Kegel: *Die Praxis der induktiven Warmbehandlung*. Berlin: Springer Verlag (1961)
- [Kel89] Lord Kelvin: *Alternate Currents through a Straight Conductor of Round, or Rod of, Non-Magnetic Material*. Journ. Inst. of Elec. Eng. **18**, 35-37 (1889)
- [KKM85] K.-J. Kremer, W. Kaiser, P. Möller: *Das Therm-O-Matic-Verfahren - ein neuartiges Verfahren für die Inlone-Prüfung von Stahlerzeugnissen auf Oberflächenfehler*. Stahl u. Eisen **105**, 71-76 (1985)
- [KLP15] A.E. Kenelly, F.A. Laws, P.H. Pierce: *Experimental Researches on Skin Effect in Conductors*. Trans. AIEE **35**, 1953-2021 (1915)
- [LM01] R. Ludwig, S. Makarov: *Electro-Thermographic Detection of Cracks in Green-State Powder Metallurgy Compacts*. Rev. Prog. Quant. Nond. Eval. **20**, 1549-1554 (2001)
- [Lod88] O. Lodge: *On the Theory of Lightning-Conductors*. Phil. Mag. **26**, 217-230 (1888)
- [Mal01] X.P.V. Maldague: *Theory and Practice of Infrared Technology for Nondestructive Testing*. New York: John Wiley & Sons (2001)
- [Mal93] X. Maldague: *Nondestructive Evaluation of Materials by Infrared Thermography*. London: Springer Verlag (1993)

- [Max61] J.C. Maxwell: *On Physical Lines of Force*. Philosophical Magazine and Journal of Science (1861)
- [Max65] J.C. Maxwell: *A Dynamical Theory of the Electromagnetic Field*. Philosophical Transactions of the Royal Society of London **155**, 459-512 (1865)
- [Max73] J.C. Maxwell: *A Treatise on Electricity and Magnetism*. Oxford: Clarendon Press (1873)
- [MGZ02] X. Maldague, F. Galmiche, A. Ziadi: *Advances in Pulse Phase Thermography*. Inf. Phys. Techn. **43**, 175-181 (2002)
- [MM96] X. Maldague, S. Marinetti: *Pulse Phase Infrared Thermography*. J. Appl. Phys. **79**, 2694-2698 (1996)
- [MMM82a] M.A. Morjaria, F.C. Moon, S. Mukherjee: *Eddy Currents Around Cracks in Thin Plates due to a Current Filament*. Electronic Machnies and Electromechanics **7**, 57-71 (1982)
- [MMM82b] M.A. Morjaria, S. Mukherjee, F.C. Moon: *A Boundary Integral Method for Eddy Current Flow around Cracks in Thin Plates*. IEEE Trans. Magn. **18**, 467-472 (1982)
- [MMM82c] S. Mukherjee, M.A. Morjaria, F.C. Moon: *Eddy Current Flows around Cracks in Thin Plates for Nondestructive Testing*. Journ. Appl. Mech. **49**, 389-395 (1982)
- [MMM83] S. Mukherjee, M.A. Morjaria, F.C. Moon: *Boundary Element Method Analysis of Eddy Current Flow around Cracks in Thin Plates*. Numerical Methods in Engineering, 585-594, Herausgeber: P. Lascaux, Paris: Pluralis (1983)
- [NDNZ82] V.S. Nemkov, V.B. Demidovich, S.I. Nikitin, I.A. Zaitseva: *Edge-Effect Characteristics for Nonmagnetic Hollow Cylinders under Induction Heating*. Elektrotehnika **53**, 18-22 (1982)
- [Nic09] J.W. Nicholson: *Inductance and Resistance and other Circuits*. Phil. Mag. **18**, 417-432 (1909)
- [NSW07] U. Netzelmann, H. Strauß, G. Walle: *Zerstörungsfreie thermographische Methoden zur Detektion von Fehlern an Massivumform-Teilen*. Schmiede-Journal **März 2007**, 26-28 (2007)
- [OMe96] K. O'Meara: *Proximity Losses in AC Magnetic Devices*. Powerconversion & Intelligent Motion **22**, 52-57 (1996)

- [OS92] K. Ogura, T. Sakagami: *A new Inspection Technique for Small Flaws and Defects using Infrared Thermography*. Advances in Electronic Packaging: Proceedings of the 1992 Joint ASME/JSME Conference on Electronic Packaging, 909-915, Herausgeber: W.T. Chen, (1992)
- [OS92] K. Ogura, T. Sakagami: *A new Inspection Technique for Small Flaws and Defects using Infrared Thermography*. Advances in Electronic Packaging: Proceedings of the 1992 Joint ASME/JSME Conference on Electronic Packaging, 909-915, Herausgeber: W.T. Chen, ASME (1992)
- [Osw04a] B. Oswald-Tranta: *Thermoinductive Investigation of Magnetic Materials for Surface Cracks*. QIRT Journal **1**, 33-46 (2004)
- [Osw04b] B. Oswald-Tranta: *Thermoinductive Investigations of Magnetic Materials for Surface Cracks*. Verformungskundliches Kolloquium **23**, 229-237, Herausgeber: B. Buchmayr, Lehrstuhl für Umformtechnik, Montan Universität (2004)
- [Osw06] B. Oswald-Tranta: *Thermo-Inductive Surface Crack Detection in Metallic Materials*. ECNDT, We.3.8.3 (2006)
- [OW05] B. Oswald-Tranta, G. Wally: *Thermo-Inductive Investigations of Steel Wires for Surface Cracks*. SPIE **5782**, 245-254 (2005)
- [OWO05] B. Oswald-Tranta, G. Wally, P. O'Leary: *Thermoinduktive Drahtinspektion für Oberflächenrisse*. DGZfP **94**, Vortrag 58 (2005)
- [Pre16] A. Press: *Resistance and Reactance of Massed Rectangular Conductors*. Physical Review **8**, 417-422 (1916)
- [Ray86] Lord Rayleigh: *The Reaction upon the Driving-Point of a System Executing Forced Harmonic Oscillations of Various Periods, with Applications to Electricity*. Philosophical Magazine and Journal of Science **21**, 369-394 (1886)
- [RB04] G. Riegert, G. Busse: *Induktions-Lockin-Thermografie*. MP Materialprüfung **46**, 33-35 (2004)
- [RGB05] G. Riegert, A. Gleiter, G. Busse: *Möglichkeiten und Grenzen der wirbelstromangeregten Lockin-Thermografie*. DGZfP **98**, Vortrag 4 (2005)
- [RGB06] G. Riegert, A. Gleiter, G. Busse: *Potential and Limitations of Eddy Current Lockin-Thermography*. SPIE **6205**, 62051E (8 Seiten) (2006)
- [Rie06] G. Riegert: *Lockin and burst-phase induction thermography for NDE*. QIRT Journal **3**, 141-154 (2006)

- [Rie07] G. Riegert: *Induktions-Lockin-Thermografie - ein neues Verfahren zur zerstörungsfreien Prüfung*. Dissertation, Universität Stuttgart, Institut für Kunststofftechnik (2007)
- [RLCB03] V. Rudnev, D. Loveless, R. Cook, M. Black: *Handbook of Induction Heating*. New York: Marcel Dekker (2003)
- [RSTG98] E. Renier, P. Suzeau, F. Truchetet, P. Geveaux: *Spatial and Thermal Measurements using Thermography CCD during HF Soldering of Metallic Tubes*. Industrial Electronics Society, 1998. IECON '98. Proceedings of the 24th Annual Conference of the IEEE **3**, 1699-1702 (1998)
- [RZB04] G. Riegert, Th. Zweschper, G. Busse: *Lockin Thermography with Eddy Current Excitation*. QIRT Journal **1**, 1-11 (2004)
- [RZB05a] G. Riegert, Th. Zweschper, G. Busse: *Eddy-current lockin-thermography: Method and its Potential*. J. Phys. IV France **125**, 587-591 (2005)
- [RZB05b] G. Riegert, Th. Zweschper, G. Busse: *Induction-Lockin-Thermography: application and potential of an emerging NDE method*. Proc. Condition Monitoring Cambridge, 433-439 (2005)
- [SANT04] Z. Suszynski, R. Arsoba, A. Napieralski, W. Tylman: *Infrared Detction of Delaminations Using Induction Heating*. IEEE Trans. Comp. & Pack. Tech. **27**, 112-116 (2004)
- [Sia00] N.J. Siakavellas: *A proposal for magneto-thermal NDT in conducting materials*. Emerging Technologies in NDT **2**, 179-186, Herausgeber: D. van Hemelrijck, A. Anastasopoulos, T. Philippidis, Rotterdam: Balkema (2000)
- [SIA04] S.M. Shepard, J.R. Iyota, T. Ahmed: *Development of NDE Technique with Induction Heating on Conductive Composite Material*, USAF Report Number AFRL-SR-AR-TR-05-0043 (2004)
- [Sia04] N.J. Siakavellas: *Relaxation Times in Magneto-Thermal NDT*. Emerging Technologies in NDT **3**, 225-231, Herausgeber: D. van Hemelrijck, A. Anastasopoulos, N.E. Melanitis, Lisse: Swets & Zeitlinger (2004)
- [Sia06] N.J. Siakavellas: *Analysis of the Transient Thermal Field and Heat Flux in Circular Plates, Heated Rapidly by a Fast-Decaying Magnetic Field*. Heat Mass Transfer **42**, 200-213 (2006)
- [SK01] T. Sakagami, S. Kubo: *Development of a New Crack Identification Technique Based on Near-Tip Singular Electrothermal Field Measured by Lock-in Infrared Thermography*. JSME Int. J. A **44**, 528-534 (2001)

- [SK02a] T. Sakagami, S. Kubo: *Applications of Pulse Heating Thermography and Lock-in thermography to Quantitative Nondestructive Evaluations*. *Infrared Physics & Technology* **43**, 211-218 (2002)
- [SK99] T. Sakagami, S. Kubo: *Development of a New Crack Identification Method Based on Singular Current Field Using Differential Thermography*. *SPIE* **3700**, 369 - 376 (1999)
- [SKT00] T. Sakagami, S. Kubo, Y. Teshima: *Fatigue Crack Identification using Near-Tip Singular Temperature Field Measured by Lock-In Thermography*. *SPIE* **4020**, 174-181 (2000)
- [SMN+90] M. Shiratori, T. Miyoshi, T. Nakanishi, T. Noda, M. Harada: *Detection of Cracks and Measurement of Stress Intensity Factors by Infrared Video System*. *JSME Int. J. I* **33**, 400-408 (1990)
- [SMNN88] M. Shiratori, T. Miyoshi, T. Noda, T. Nakanishi: *Crack detection by using infrared thermography (in Japanese)*. Preprint of the Japan Society of Mechanical Engineers **884-1**, 121-122 (1988)
- [SO90] T. Sakagami, K. Ogura: *A New Technique for the Damage Inspection of CFRP using Thermal Imaging*. Proc. of 9th Int. Conf. on Experimental Mechanics, 526-535, Herausgeber: V. Askegaard, (1990)
- [SO94a] T. Sakagami, K. Ogura: *New Flaw Inspection Technique Based on Infrared Thermal Images under Joule Effect Heating*. *JSME Int. J. A* **37**, 380-388 (1994)
- [SO94b] T. Sakagami, K. Ogura: *Thermographic NDT Based on Transient Temperature Field under Joule Effect Heating*. *SPIE* **2245**, 120-130 (1994)
- [SOK96] T. Sakagami, K. Ogura, S. Kubo: *Development of Thermographic NDT for the Damage Inspection in Carbon Fiber Reinforced Plastics*. The First US-Japan Symposium on Advances in NDT, 420-425 (1996)
- [SOY91] T. Sakagami, M. Ogura, Y. Taga: *3-D Crack Identification using Singular Transient Temperature Distribution under Current Application*. Proceedings of JSME **914**, 13-15 (1991)
- [Ste87] J. Stefan: *Über veränderliche Ströme in dicken Leitungsdrähten*. *Sitzungsberichte der Wiener Akad. der Wiss.* **95**, 917-934 (1887)
- [Ste90] J. Stefan: *Ueber elektrische Schwingungen in geraden Leitern*. *Annalen der Physik und Chemie* **41**, 400-420 (1890)
- [Swi90] J. Swinburne: *Alternate Current-Condensers*. *Proc. Phys. Soc. London* **11**, 49-56 (1890)

- [SWS06] M. Schweikhart, M. Wrba, J.C. Seit: *Induktionserwärmung in Kombination mit Wärmebildkamera - Eine alternative zerstörungsfreie und zerstörende Prüfmethode*. JOIN-EX 2006, Vortrag 22 (15 Seiten) (2006)
- [Tho92] J.J. Thomson: *On the Heat Produced by Eddy Currents in an Iron Plate Exposed to an Alternating Magnetic Field*. The Electrician, 599-600 (1892)
- [TS06] N. Tsopelas, N.J. Siakavellas: *Electromagnetic-Thermal NDT in Thin Conducting Plates*. NDT&E International **39**, 391-399 (2006)
- [TS07] N. Tsopelas, N.J. Siakavellas: *Performance of Circular and Square Coils in Electromagnetic-Thermal Non-Destructive Inspection*. NDT&E International **40**, 12-28 (2007)
- [Tud60] C.A. Tudbury: *Basics of Induction Heating Vol. 1 und 2*. New York: John F. Rider Publisher (1960)
- [VG05] J. Vrana, M. Goldammer: *Induktionsthermographie*. DGZfP **92**, Vortrag 3 (2005)
- [VGB+08] J. Vrana, M. Goldammer, J. Baumann, M. Rothenfusser, W. Arnold: *Mechanisms and Models for Crack Detection with Induction Thermography*. Review of Quantitative Nondestructive Evaluation **27**, noch nicht veröffentlicht, Herausgeber: D.O. Thompson, D.E. Chimenti, Melville: AIP (2008)
- [VGS90] C. Vanneste, A. Gilabert, D. Sornette: *Finite Size Effect on the Current Enhancement at the Tip of a Long Defect in a Resistor Network*. J. Phys. A: Math. Gen. **23**, 3591-3601 (1990)
- [Vra06] J. Vrana: *Induktionsthermographie*. Physikalische Probleme der zerstörungsfreien Prüfung, IZfP, Saarbrücken, unveröffentlicht (56 Seiten) (2006)
- [Web86] H.F. Weber: *Remarks on the Second Paper of Mr. Hughes Regarding Self-Induction*. Elec. Review **18**, 30-37 (1886)
- [WN06] G. Walle, U. Netzelmann: *Thermographic Crack Detection in Ferritic Steel Components Using Inductive Heating*. ECNDT, Tu.4.8.5 (2006)
- [WO05] G. Wally, B. Oswald-Tranta: *Thermo-Inductive Investigations of Steel Wires*. Verformungskundliches Kolloquium **24**, 31-40, Herausgeber: B. Buchmayr, Lehrstuhl für Umformtechnik, Montan Universität (2005)
- [YMA79] K. Yuan, F.C. Moon, J.F. Abel: *Magnetic Forces in Plates using Finite Elements*. Proceedings of Third Engineering Mechanics Division Speciality Conference, 730-733, Herausgeber: C. P. Johnson, ASCE (1979)



- 
- [YMA79] K. Yuan, F.C. Moon, J.F. Abel: *Magnetic Forces in Plates using Finite Elements*. Proceedings of Third Engineering Mechanics Division Speciality Conference, 730-733, Herausgeber: C. P. Johnson, (1979)
- [YMA80] K. Yuan, F.C. Moon, J.F. Abel: *Numerical Solutions for Coupled Magnetomechanics*, Department of Structural Engineering Report Number 80-5 (1980)
- [ZBD04] G. Zenzinger, J. Bamberg, M. Dumm: *EddyTherm - ein Rissprüfverfahren vor der Serienreife*. ZfP-Zeitung **91**, 39-42 (2004)
- [ZBDN05] G. Zenzinger, J. Bamberg, M. Dumm, P. Nutz: *Crack Detection using EddyTherm*. Review of Quantitative Nondestructive Evaluation **24**, 1646-1653, Herausgeber: D.O. Thompson, D.E. Chimenti, Melville: AIP (2005)
- [ZS88a] S. Zinn, S.L. Semiatin: *Elements of Induction Heating*. Ohio: ASM International (1988)
- [ZS88b] S. Zinn, S.L. Semiatin: *Coil Design and Fabrication: Basic Design and Modifications*. Heat Treating **June, August, October**, 32-36, 29-32, 39-41 (1988)



# Danksagung

Zum Schluss dieser Arbeit ein paar Dankesworte an alle die zum Gelingen dieser Arbeit beigetragen haben.

Als Erstes möchte ich mich bei Herrn Prof. Dr. Walter Arnold bedanken, der mir trotz der Entfernung München–Saarbrücken diese Arbeit ermöglicht hat, stets ein offenes Ohr hatte und mir mit Rat zur Seite gestanden hat. Ebenso bedanke ich mich beim Zweitgutachter dieser Arbeit, Herrn Prof. Dr. Herbert Kliem, für das interessante Gespräch und dass er es ermöglicht hat, dass ich die Arbeit schnell einreichen konnte.

Des weitern gilt mein Dank den beiden Fachzentrumsleitern der CT PS 9, Herrn Dr. Günter Doemens und Herrn Dr. Claudio Laloni sowie den beiden Projektleitern Herrn Dr. Max Rothenfusser und Herrn Dr. Joachim Baumann, die diese Arbeit bei Siemens erst ermöglicht haben.

Meinen Betreuern Herrn Dr. Matthias Goldammer und Herrn Dr. Max Rothenfusser, meinem Schreibtischnachbarn Herrn Dr. Christian Homma und außerdem Herrn Dr. Joachim Baumann gilt mein besonderer Dank für ihre Hilfe, für den fachlichen Rat und für die vielen interessanten Diskussionen und Ideen.

Natürlich auch vielen Dank an die restlichen Kollegen, Herrn Jürgen Stephan und Herrn Pavel Klofac, an die Mitdoktoranden Herrn Dr. Sven Krimmel und Herrn Martin Engelhardt und an alle Diplomanden und Werkstudenten für die tolle Atmosphäre.

Abschließend danke ich ganz besonders meiner Freundin Sabine Seitz und meinen Eltern, dass sie mir immer zur Seite gestanden haben und mich aufgebaut haben. Ohne ihren Rückhalt hätte diese Arbeit nicht geschrieben werden können.



# Eidesstattliche Versicherung

Hiermit versichere ich an Eides statt, dass ich die vorliegende Arbeit selbstständig und ohne Benutzung anderer als der angegebenen Hilfsmittel angefertigt habe. Die aus anderen Quellen oder indirekt übernommenen Daten und Konzepte sind unter Angabe der Quelle gekennzeichnet.

Die Arbeit wurde bisher weder im In- noch im Ausland in gleicher oder ähnlicher Form in einem Verfahren zur Erlangung eines akademischen Grades vorgelegt.

München, 20.12.2007

Johannes Vrana