Beitrag zur Auslegung von Spulengeometrien für die induktive Thermografie an Stahl und CFK in Reflexionsanordnung

vorgelegt von
Dipl.-Ing.
Fabian Hönl
geb. in Haldensleben

von der Fakultät V – Verkehrs- und Maschinensysteme:
Institut für Werkzeugmaschinen und Fabrikbetrieb
der Technischen Universität Berlin
zur Erlangung des akademischen Grades

Doktor der Ingenieurwissenschaften
– Dr.-Ing. –

genehmigte Dissertation

Promotionsausschuss:

Vorsitzender:	**Prof. Dr.-Ing. Kai Hilgenberg**
Berichter:	**Prof. Dr.-Ing. Michael Rethmeier**
Berichter:	**Prof. Dr.-Ing. Martin Kraska**

Tag der wissenschaftlichen Aussprache: 28.09.2016

Berlin 2017

Zusammenfassung

Die Thermografie mit Induktionsanregung ist seit vielen Jahren ein bewährtes Mittel zur Rissprüfung. Aufgrund der vielfältigen Vorteile wird die Anregungsvariante in den letzten Jahren auch vermehrt bei anderen Prüfszenarien eingesetzt. Als Schwachpunkt erweisen sich dabei immer wieder die vorhandenen Induktorgeometrien. Sie erzeugen meist sehr inhomogene Temperaturfelder. Zusätzlich benötigen viele Anwendungsfälle eine beidseitige Zugänglichkeit, welche in der Prüfpraxis nur selten gegeben ist. In dieser Arbeit wird ein verbessertes Spulendesign namens Streifeninduktor vorgestellt. Es erlaubt einseitige Messungen, da die Prüffläche nicht von der Geometrie verdeckt wird. Darüber hinaus werden vom entwickelten Induktortyp sehr gleichmäßige Temperaturfelder generiert. Anhand eines Simulationsmodells wird die Funktionsweise des Streifeninduktors getestet und optimiert. Durch die Herleitung eines mathematischen Ersatzmodells ist es möglich, den Induktor an spezielle Prüfprobleme anzupassen. In praktischen Versuchsreihen wird seine Eignung an zwei realen Problemstellungen aus der Automobilindustrie nachgewiesen. Dazu werden laserstrahlgeschweißte Nähte an Stahlblechen auf Anbindungsfehler und Platten aus kohlefaserverstärktem Kunststoff auf Schlagschäden untersucht. Die dabei erzielten Resultate stellen eine erhebliche Verbesserung zum bisherigen Stand der Technik dar.

Schlagwörter:
Zerstörungsfreie Prüfung, Aktive Thermografie, Induktion, Spule, FEM, Simulation, Falscher Freund, Schweißnaht, CFK, Impact

Abstract

Eddy current thermography has been state of the art in crack detection for a long time. In recent years, several other applications in quality assurances have been covered by this thermal imaging technique. Multiple advantages of induction excitation have driven this development. But geometry issues of today's inductors are measurement bottleneck and cause inhomogeneous temperature fields. Both sided access to the test object is another frequently criticized restriction. This work presents a new coil design that improves this current status. It allows single sided inspection with homogeneous heating of the test area. Development and optimization of the inductor depends on a described simulation model. Furthermore, the calculation of a mathematical model allows an adaption of the concept to specific problems. Two test series show the capability of implementation. Several laser welded seams are inspected with respect to joint defects. Moreover impact damages are detected in samples of carbon-fiber reinforced plastic. The practical results demonstrate the good prospect of the invention.

Keywords:
Non-Destructive Testing, Active Thermography, Eddy Current, Coil, FEM, Simulation, Laser Weld Seam, Lack of Fusion, CFRP, Impact

Inhaltsverzeichnis

Abkürzungsverzeichnis III

Symbolverzeichnis V

1. Einleitung 1

2. Stand der Technik 5

2.1. Prüfprobleme in der Automobilindustrie 5

2.1.1. Laserstrahlschweißen von Stahlblechen 7

2.1.2. Kohlefaserverstärkte Kunststoffe 10

2.1.3. Zerstörungsfreie Prüfverfahren 13

2.2. Thermografie 23

2.2.1. Wärmeübertragung 23

2.2.2. Grundlagen der Wärmestrahlung 26

2.2.3. Thermografie in der ZfP 31

2.2.4. Optische Lock-In Thermografie 44

2.3. Theoretische Grundlagen der Induktionserwärmung 46

2.3.1. Maxwell-Gleichungen 47

2.3.2. Koordinatensystem des leitfähigen Halbraums 51

2.3.3. Induktion 51

2.3.4. Thermische Effekte 55

2.4. Varianten der induktionsangeregten Thermografie 60

2.4.1. Aktuell eingesetzte Spulengeometrien 64

2.5. Thermografie an Prüfproblemen der Automobilindustrie 69

2.6. Fazit zum Stand der Technik 74

3. Entwicklung eines optimierten Spulendesigns 76

3.1. Ersatzmodell der induktiven Anregung 76

3.2. Streifeninduktor für Reflexionsmessungen 78

3.2.1. Ersatzmodell des Streifeninduktors 80

3.2.2. Simulation des Streifeninduktors mit COMSOL Multiphysics® . . . 81

3.2.3. Spezifikationen von MF- und HF-Induktor 94

3.2.4. Leistungsbegrenzende Faktoren von Spulen 95

4. Versuchseinrichtung und -durchführung 97
4.1. Induktionsgeneratoren . . . 97
4.1.1. Zwangsgeführter Umrichter . . . 99
4.1.2. Schwingkreisumrichter . . . 101
4.2. Quantendetektorkamera FLIR SC 5500-M . . . 102
4.3. Proben . . . 103
4.3.1. Proben für Grundlagenversuche . . . 103
4.3.2. Laserstrahlgeschweißte Proben . . . 104
4.3.3. CFK Impactproben . . . 106
4.3.4. Probenschwärzung . . . 109
4.4. Weiteres Mess- und ZfP-Equipment . . . 109

5. Ergebnisse 112
5.1. Grundlagenversuche zum Streifeninduktor . . . 112
5.1.1. Induktionsparameter . . . 112
5.1.2. Erzielbare Temperaturhübe . . . 114
5.1.3. Homogenität des Anregungsbereiches . . . 118
5.1.4. Messungen an Lochblechproben . . . 118
5.2. Prüfung von Schweißnähten auf Anbindungsfehler . . . 121
5.2.1. Betrachtung der Temperaturverläufe . . . 121
5.2.2. Stichversuche an defektbehafteten Schweißnähten . . . 122
5.3. Prüfung von CFK auf Schlagschäden . . . 126
5.3.1. Betrachtung der Temperaturverläufe . . . 127
5.3.2. Stichversuche an impactgeschädigtem CFK . . . 128

6. Diskussion der Ergebnisse 148
6.1. Zur Simulation des Streifeninduktors . . . 148
6.2. Zu den Grundlagenversuchen . . . 152
6.3. Zur Prüfung von Schweißnähten auf Anbindungsfehler . . . 163
6.4. Zur Prüfung von CFK auf Schlagschäden . . . 167

7. Resümee und Ausblick 175

A. Anhang: Der Emissionsgrad und seine Abhängigkeiten 180

Literaturverzeichnis 187

Abbildungsverzeichnis 210

Tabellenverzeichnis 213

Publikationsliste 215

Abkürzungsverzeichnis

BB ..... Black Body (Engl.)

BVID ..... Barely-Visible Impact Damage (Engl.)

CFK ..... Carbon- / kohlefaserverstärkte Kunststoffe

CMT ..... Cadmium-Quecksilber-Telluride

DFT ..... Diskrete Fourier Transformation

DGZfP ..... Deutsche Gesellschaft für zerstörungsfreie Prüfung e. V.

DIN ..... Deutsches Institut für Normung e. V.

DL ..... Digitale Level

FEM ..... Finite Elemente Methode

FIR ..... Fernes Infrarot

GaAs ..... Gallium-Arsenid

GFK ..... Glasfaserverstärkte Kunststoffe

HF ..... Hochfrequenz

ILT ..... Induktive Lock-In Thermografie

InSb ..... Indium-Antimonide

IPPT ..... Induktive Puls-Phasen Thermografie

IPT ..... Induktive Puls Thermografie

Laser ..... Light Amplification by Stimulated Emission of Radiation (Engl.)

LIR ..... Langwelliges Infrarot

LW ..... Long Wave (Engl.)

MA ..... Multiaxial

MF ..... Mittelfrequenz

MIR ..... Mittleres Infrarot

MW ..... Mid Wave (Engl.)

NETD ..... Noise Equivalent Temperature Difference (Engl.)

NF ..... Niederfrequenz

NIR ..... Nahes bzw. Kurzwelliges Infrarot

OLT ..... Optische Lock-In Thermografie

OPT ..... Optische Puls Thermografie

PEC ..... Pulsed Eddy Current Thermography (Engl.)

PPT ..... Puls-Phasen Thermografie

PV ..... Prüfvorschrift

PWM ..... Pulsweitenmodulation

QWIP ..... Quantum Well Infrared Photodetector (Engl.)

ROI ..... Region of Interest (Engl.)

SNR ..... Signal-to-Noise Ratio (Engl.)

SW ..... Short Wave (Engl.)

TBET ..... Tone Burst Eddy Current Thermography (Engl.)

UD ..... Unidirektional

ULT ..... Ultraschall Lock-In Thermografie

UPT ..... Ultraschall Puls Thermografie

UT ..... Ultrasonic Testing (Engl.)

UV ..... Ultraviolett

VT ..... Visual Testing (Engl.)

ZfP ..... Zerstörungsfreie Prüfung

Symbolverzeichnis

$\alpha\,(T)$	Absorptionsgrad	–
β	Polar- bzw. Vertikalwinkel	in °
δ_s	Skintiefe	in mm
ε_0	Elektrische Feldkonstante $\approx 8{,}85{\cdot}10^{-12}\,\mathrm{A\,s/(V\,m)}$	
ε_p	Dielektrische Leitfähigkeit (Permittivität)	in $\mathrm{A\,s/(V\,m)}$
ε_r	Relative Permittivität (Stoffspezifische Permittivitätszahl)	–
θ	Azimutwinkel	in °
κ	Abklingkonstante	in 1/mm
λ	Wellenlänge	in µm
λ_{th}	Wärmeleitfähigkeit	in $\mathrm{W/(K\,m)}$
μ	Thermische Diffusionslänge bei Lock-In Anregung	in mm
μ^*	Thermische Eindringtiefe bei Puls Anregung	in mm
μ_0	Magnetische Feldkonstante $\approx 4\pi{\cdot}10^{-7}\ \mathrm{Vs/(A\,m)}$	
μ_p	Magnetische Leitfähigkeit (Permeabilität)	in $\mathrm{V\,s/(A\,m)}$
μ_r	Relative Permeabilität (Stoffspezifische Permeabilitätszahl)	–
π	Kreiszahl (Verhältnis Umfang zu Durchmesser) $\approx 3{,}14$	
$\rho\,(T)$	Reflexionsgrad	–
ρ	Dichte	in $\mathrm{kg/m^3}$
ρ^*	Raumladungsdichte	$\mathrm{A\,s/m^3}$
ρ_r	Spezifischer elektrischer Widerstand (Resistivität)	in $\Omega\,\mathrm{m}$
σ	Stefan-Boltzmann-Konstante $\approx 5{,}67{\cdot}10^{-8}\ \mathrm{W/(K^4\,m^2)}$	

σ_k	Elektrische Leitfähigkeit (Konduktivität)	in $\mathrm{A/(V\,m)}$
$\tau\,(T)$	Transmissionsgrad	–
Φ	Magnetischer Fluss	in Wb
φ	Phasenverschiebungswinkel	in rad
ω	Kreisfrequenz	in 1/s
ψ	Phasenwinkel des Feldzeigers	in °
A	Amplitudendifferenz	in DL
A	Fläche	in $\mathrm{m^2}$
a_{th}	Temperaturleitfähigkeit (Thermische Diffusivität)	in $\mathrm{m^2/s}$
B	Magnetische Flussdichte	in T
b	Breite	in mm
c	Ausbreitungsgeschwindigkeit elektromagnetischer Wellen	in m/s
c_0	Lichtgeschwindigkeit im Vakuum $\approx 3{\cdot}10^8\,\mathrm{m/s}$	
c_p	Spezifische Wärmekapazität	in $\mathrm{J/(K\,kg)}$
D	Elektrische Flussdichte	in $\mathrm{A\,s/m^2}$
d	Probendicke (in z-Koordinate)	in mm
E	Elektrische Feldstärke	in V/m
e_{th}	Wärmeeindringzahl (Thermische Effusivität)	in $\mathrm{J/(K\,m^2\,\sqrt{s})}$
E_m	Elastizitätsmodul	in $\mathrm{N/mm^2}$
f	Frequenz	in Hz
H	Magnetische Feldstärke	in A/m
h	Planck'sches Wirkungsquantum $\approx 6{,}63{\cdot}10^{-34}\,\mathrm{J/s}$	
h_{th}	Wärmeübergangskoeffizient	in $\mathrm{W/(K\,m^2)}$
I	Elektrischer Strom	in A
J	Stromdichte	in $\mathrm{A/m^2}$

K	Frequenzstellenanzahl mit linear unabhängigen Funktionswerten	–
k	Boltzmann-Konstante $\approx 1{,}38{\cdot}10^{-23}\,\mathrm{J/K}$	
k^*	Kopplungsfaktor	–
$L\,(\beta, \theta, T)$	Strahldichte	in $\mathrm{W/(m^2\,sr)}$
L	Induktivität	in µH
l	Länge	in mm
$M\,(T)$	Spezifische Ausstrahlung	in $\mathrm{W/m^2}$
M	Gegeninduktivität	in µH
m	Masse	in kg
$M_\lambda\,(\lambda, T)$	Spektrale spezifische Ausstrahlung	in $\mathrm{W/(m^2\,m)}$
N	Windungszahl	–
P	Leistung	in W
P_{di}	Dielektrische Verluste	in W
P_{hy}	Hystereseverluste	in W
P_{wi}	Wirbelstromverluste	in W
$\dot{q}$	Wärmestromdichte	in $\mathrm{W/m^2}$
Q	Wärme	in J
Q_{el}	Elektrische Ladung	in A s
$\mathrm{R_{th}}$	Thermischer Reflexionskoeffizient	–
R	Elektrischer Widerstand	in Ω
R_m	Magnetischer Widerstand	in $\mathrm{A/(V\,s)}$
ΔT	Scheinbare Temperaturdifferenz	in K
Δt	Zeit- bzw. Abtastintervall	in s
ΔT_i^{21}	Temperaturdifferenz vor und nach einem Induktionspuls	in K
$\mathrm{T_{th}}$	Thermischer Transmissionskoeffizient	–
T	Temperatur	in °C

t	Zeit	in s
t_i	Induktive Pulsdauer bzw. Anregungsdauer	in s
U	Elektrische Spannung	in V
V	Volumen	in mm^3
W_{el}	Elektrische Arbeit	in W
z	Bauteiltiefe	in mm

1. Einleitung

Das Thema der Globalisierung ist aus der heutigen Zeit nicht mehr wegzudenken. Beschrieben wird damit der Anstieg internationaler Verflechtungen, welche die Bereiche der Kommunikation, Politik oder Kultur betreffen können. Sehr gebräuchlich ist der Begriff auch im Kontext globaler Wirtschaftsverknüpfungen. Hierbei fällt dem Transportwesen eine Schlüsselrolle zu, da der weltweite Warenhandel maßgeblich von ihm getragen wird. Um die logistischen Herausforderungen zu bewältigen, sind Beförderungsmittel wie Eisenbahn, Schiff, Flugzeug, PKW oder LKW im Einsatz. Neben dem Gütertransport wäre ohne diese Fahrzeuge auch der heutige Personenverkehr undenkbar. Er ist geprägt durch die rasante Zunahme geschäftlicher und privater Reisetätigkeiten über große Distanzen hinweg.

Um den Kraftstoffverbrauch zu reduzieren, sehen sich die Transportmittel einem ständigen Optimierungsbedarf ausgesetzt. Im Wesentlichen gilt es, die bewegten Fahrzeugmassen zu verringern. Dieser Gedanke ist auch zentraler Bestandteil der Leichtbauweise. Damit wird eine moderne Konstruktionsphilosophie bezeichnet, welche die Einsparung von Rohstoffen bei der Herstellung und Nutzung von Produkten zum Ziel hat. Eine konstruktive Möglichkeit besteht in der Wahl eines geeigneten Fügeverfahrens. Beispielsweise lassen sich durch das Laserstrahlschweißen reduzierte Wandstärken und Geometrieverbesserungen realisieren. Der Werkstoffleichtbau basiert hingegen auf der Verwendung alternativer Materialien mit günstigerem Gewicht-Festigkeit-Verhältnis. Dazu zählen höherfeste Stähle, Aluminium, Kunststoffe und Faserverbundwerkstoffe (Engl.: Laminates, Composites).

Allerdings werden im Leichtbau bestehende Prozess- und Materialgrenzen immer weiter ausgereizt. Deshalb steigt auch der Absicherungsbedarf. Hierfür bieten sich die zerstörungsfreien Prüfverfahren an, da ein Objekt durch ihren Einsatz keine Wertminderung erfährt. Zu den Standardverfahren zählen unter anderem die Wirbelstrom- und die Ultraschallprüfung. Beide eignen sich zur Messung von Abständen und Wanddicken bei automobilspezifischen Problemstellungen.[1] Weiterhin lassen sich mit dem ersten Verfahren gezielt Gefügeeigenschaften bestimmen, welche etwa beim Randschichthärten von Bedeutung sind. Auch das Ultraschallverfahren erlaubt weitere Anwendungsszenarien, beispielsweise die Überprüfung von Fügeverbindungen.[2] Im Karosseriebau der Automobilfertigung überaus verbreitet ist die Vermessung des Linsendurchmessers an Schweißpunkten.

[1] Vgl. Gevatter und Grünhaupt 2006, S. 379–389
[2] Vgl. Deutsch u. a. 2005 und Bastuck u. a. 2012

Neben den Standardverfahren existieren eine Vielzahl weiterer Ansätze, wie etwa die Wärmefluss-Thermografie. Obwohl schon seit Jahren erforscht, hat sie sich industriell bisher nicht auf breiter Ebene durchsetzen können. Dabei ermöglicht sie eine direkte Bildgebung und lässt sich gut automatisieren. Besonderen Charme erlangt das Verfahren aufgrund der Möglichkeit, problemspezifisch aus einer Reihe von Anregungsquellen zu wählen. Hierbei offenbart jede Variante individuelle Vor- und Nachteile.

Im Automobilbau sehr gebräuchlich ist die Thermografie mit optischen Anregungsquellen. Um die Anbindungsqualität von Schweißnähten und -punkten an Stahlblechen zu überprüfen, werden dazu vornehmlich Blitzlampen eingesetzt.[3] Bei ihrer Entladung können hohe Energien von mehreren Kilojoule auftreten. Das führt zu einer erheblichen Mitarbeitergefährdung, welche sich nur durch abgeschirmte Messbereiche verhindern lässt. Allerdings erschwert dies die Integration des Verfahrens in den Fertigungstakt. Neben Blitzlampen finden bei der Prüfung von kohlefaserverstärkten Kunststoffen auch Halogenstrahler Verwendung. Ihr Einsatz geht mit geringeren Anforderungen an den Strahlenschutz einher, wobei jedoch längere Messzeiten von einigen Minuten zu akzeptieren sind.[4]

Die induktive Erwärmung mittels stromdurchflossener Spulen zählt zu den eher selten eingesetzten thermografischen Anregungsquellen. Als Grund werden die hochkomplexen elektromagnetischen Vorgänge vermutet, welche dabei auftreten. Jedoch bietet die Induktion viele Vorteile. In elektrisch leitfähigen Objekten erzeugt sie berührungslos vergleichsweise große Temperaturhübe in kurzer Zeit. Weiterhin zeichnet sie sich durch eine hohe Arbeitssicherheit aus, da nur ein gezielter örtlicher Wärmeeintrag erzeugt werden muss.[5] Über die Induktionsfrequenz kann zusätzlich die Heiztiefe variiert werden, wodurch sich zwei grundlegende Anwendungsszenarien unterscheiden lassen. Bei der Volumenheizung wird das Material bis in die Tiefe von Wirbelströmen durchdrungen. Hier hat die Induktive Puls Thermografie auch ihre Ursprünge, denn zur Rissprüfung ist das Verfahren bereits seit Jahrzehnten im Einsatz.[6] Die oberflächennahe Erwärmung wird hingegen benutzt, um einen transversalen Wärmefluss zu generieren. Damit ist unter anderem die Fehlerprüfung von Fügestellen (Klebeverbindungen, Schweißnähte, Schweißpunkte) möglich.[7]

Anhand der derzeitigen Veröffentlichungen zur induktiven Thermografie lassen sich aber auch Schwachstellen der Wirbelstromanregung identifizieren. So erzeugen die verwendeten Induktordesigns ein Temperaturfeld, welches im Bereich der Windungen und somit im Spulenschatten liegt. Entsprechende Messaufbauten erfordern daher meist eine zweiseitige Zugänglichkeit des Prüfobjektes. Auf der einen Seite wird der Induktor und auf der gegen-

[3] Vgl. Zettner u. a. 2003 und Thermosensorik 2007
[4] Vgl. Riegert u. a. 2005 und Maierhofer u. a. 2014
[5] Vgl. Kleineberg u. a. 2011, S. 12
[6] Vgl. Kremer 1984 und Vrana 2008
[7] Vgl. Šrajbr 2014 und Riegert 2007

überliegenden Seite die Thermografiekamera positioniert. Jedoch ist dieser Anwendungsfall oft nur im Labor realisierbar, da in der Praxis die zu prüfenden Elemente prinzipiell verbaut sind. An ihnen lässt sich kein beidseitiger Zugang gewährleisten. Um auch hier eine einseitige Prüfung zu ermöglichen, werden oft die unverdeckten Randbereiche der Magnetfelder genutzt. Diese weisen aber nur eine mangelhafte Temperaturhomogenität auf. Deshalb werden die Aufnahmen nachträglich meist mit der Fourier Transformation algorithmisch bearbeitet. Durch die Transformation der Rohdaten lassen sich thermische Inhomogenitäten in den resultierenden Phasenbildern teilweise ausgleichen.

Aufgabenstellung
Ziel der Arbeit ist die Erweiterung der induktionsangeregten Thermografie um eine neue Anregungsquelle. Dafür soll ein Induktor entwickelt werden, mit dem Messungen in Reflexionsanordnung möglich sind. Somit erfüllt er die zentrale Forderung der Prüfpraxis nach einseitiger Zugänglichkeit. In der Arbeit soll der gesamte Entstehungsprozess des Induktors von der Entwicklung bis zur Erprobung skizziert werden. Die theoretische Konstruktion und Optimierung hat mit der Finiten Elemente Methode zu erfolgen. Zusätzlich wird die Herleitung eines mathematischen Ersatzmodelles gefordert. Mit ihm ist die Übertragbarkeit des Induktors auf neue Problemstellungen auch ohne Simulationsrechnung sicherzustellen. Weiterhin soll ein Prototyp des Induktors aufgebaut und praktisch getestet werden. Dabei dienen Grundlagenversuche dem prinzipiellen Verständnis der Wirkungsweise. Hier sind Vergleiche mit den Simulationsergebnissen sinnvoll. Konkret erprobt werden soll der Induktor an zwei praxisrelevanten Prüfaufgaben aus der Automobilindustrie.

Vorgehensweise bzw. Gliederung
In der folgenden Arbeit gibt das erste Kapitel einen Überblick zum Stand der Technik. Einleitend werden typische Prüfprobleme der Automobilindustrie erläutert. Das nächste Unterkapitel widmet sich primär den fünf Standardverfahren der zerstörungsfreien Prüfung und ihrer Eignung für bestimmte Problemstellungen. Daraufhin wird die Thermografie als modernes zerstörungsfreies Prüfverfahren vorgestellt. Dem grundlegenden Verständnis dient die Beschreibung der physikalischen Zusammenhänge. Im Anschluss erfolgt die Konkretisierung des Thermografiebegriffes. Es werden Unterschiede zwischen passiver und aktiver Variante erklärt sowie die verfügbare Kameratechnik vorgestellt. Die aktive Thermografie wird weiter spezifiziert, beispielsweise hinsichtlich Anregung und Auswertung.

Anschließend wird sich ausführlich mit der induktiven Erwärmung auseinandergesetzt. Hierfür werden die Maxwell-Gleichungen eingeführt und daraus die Diffusionsgleichung für magnetische Felder hergeleitet. Basierend auf dem Koordinatensystem des leitfähigen Halbraums lassen sich sowohl die Induktion als auch die mit ihr in Verbindung stehenden Stromverdrängungseffekte erklären. Schwerpunkt der theoretischen Grundlagen bilden die thermischen Effekte, da sie die Ursache für wirbelstrominduzierte Heizraten darstellen.

Daraufhin wird die Induktionserwärmung im Kontext der thermografischen Prüfung betrachtet. In Abhängigkeit vom Verhältnis der Skintiefe zur Probendicke werden Volumen- und Flächenheizung unterscheiden. Gleichzeitig erfolgt eine Differenzierung nach der Form des Anregungssignals in Puls- und Lock-In Thermografie. Des Weiteren wird auf momentan verwendete Spulendesigns eingegangen. Um den Stand der Technik abzuschließen, beleuchtet die vorliegende Arbeit die identifizierten Prüfprobleme aus der Automobilpraxis im Hinblick auf eine derzeit mögliche Thermografieprüfung.

Das nächste Kapitel widmet sich der entworfenen Spulengeometrie namens Streifeninduktor, welche einseitige Messungen ermöglicht. Einleitend wird ein mathematisches Ersatzmodell der induktiven Anregung hergeleitet. Dieses fußt auf den theoretischen Grundlagen zur Induktionserwärmung aus dem technischen Stand. Daraufhin ist der Entwicklungsweg zum Streifeninduktor aufgezeigt. In einem ersten Schritt werden dazu die abstrakten Überlegungen präsentiert. Daraus abgeleitete Schlussfolgerungen beziehen sich auf ein Simulationsmodell, dessen Aufbau im Anschluss detailliert beschrieben ist. Mit dem Modell durchgeführte Optimierungsstudien werden danach ebenfalls erläutert.

Die Ergebnisse der theoretischen Betrachtungen fließen in den Aufbau eines ersten Prototypen ein. Da sein Betrieb an einem Induktionsgenerator im unteren zweistelligen Kilohertzbereich erfolgt, wird er als MF-Induktor bezeichnet. Zusätzlich wird ein speziell angepasster Induktor für den Hochfrequenzbereich aufgebaut. Über die Steigerung der Induktionsfrequenz auf 160 kHz lassen sich geringere Wirbelstromeindringtiefen realisieren. Mit Hilfe von Versuchsreihen zur Homogenität des Anregungsbereiches und erzielbaren Heizraten zeigt die Arbeit dann Möglichkeiten und Grenzen der Induktoren auf.

Anhand zweier realer Prüfprobleme folgt die Erprobung des Streifeninduktors auf seine Praxistauglichkeit. Für die Prüfung laserstrahlgeschweißter Fügeverbindungen an Stahlblechen ist der MF-Induktor im Einsatz. Zu Beginn wird an einem Realbauteil mit „Falschem Freund“ die generelle Nachweisbarkeit demonstriert. Anschließend erfolgt die systematische Untersuchung von sechs Schweißproben mit künstlich eingebrachten Anbindungsfehlern. Der zweite Anwendungsfall beschreibt die Analyse von Proben aus kohlefaserverstärktem Kunststoff (CFK) auf mögliche Schlagschäden. Dazu werden sieben CFK Platten mit jeweils drei Impacts versehen. Die einzelnen Schädigungsformen resultieren aus der Verwendung dreier Plattendicken und unterschiedlicher Einschlagenergien. Zudem werden die Ergebnisse mit etablierten zerstörungsfreien Prüfverfahren abgeglichen.

Abschließend wird näher auf Aluminium eingegangen, da es ein drittes typisches Material des Automobilbaus darstellt. Aufgrund seines guten Reflexionsvermögens eignet es sich aber nur bedingt für die thermografische Prüfung. Deshalb wird im Anhang gezielt auf die Möglichkeiten zur Steigerung des Emissionsgrades eingegangen.

2. Stand der Technik

Das folgende Kapitel beschreibt den derzeitigen Stand der Technik und ist in drei Abschnitte gegliedert. Das erste Unterkapitel behandelt Prüfprobleme in der Automobilindustrie. Einleitend werden typische Materialien mit ihren Eigenschaften vorgestellt. Anhand zweier Prüfszenarien werden kritische Mängel aufgezeigt, welche mit Sichtprüfung nicht zu erkennen sind. Dazu zählen die Detektion von Anbindungsfehlern an laserstrahlgeschweißten Nähten und die Abschätzung von Schlagschäden in kohlefaserverstärktem Kunststoff (CFK). Um entsprechende Defekte sicher zu detektieren, bieten sich die Verfahren der zerstörungsfreien Prüfung (ZfP) an. Deshalb werden in einem nächsten Schritt die Standardverfahren der ZfP erst allgemein vorgestellt, bevor ihre spezielle Eignung für die Problemstellungen beschrieben ist. Zusätzlich erfolgt die Betrachtung alternativer ZfP-Verfahren, deren Einsatz erprobt wird bzw. denkbar wäre.

Vor dem Hintergrund der ZfP-Technik kommt es im zweiten Unterkapitel zur detaillierten Auseinandersetzung mit den thermografischen Verfahren. Es werden Unterschiede zwischen passiver und aktiver Variante erläutert sowie die verfügbare Kameratechnik vorgestellt. Darauf aufbauend wird die aktive Thermografie weiter differenziert.

Das dritte Unterkapitel widmet sich der aktiven Thermografie mit Induktionsanregung. Dazu werden anfangs die theoretischen Grundlagen der elektromagnetischen Induktion vermittelt. Auf dieser Grundlage wird der aktuelle Technikstand erläutert. Es erfolgt eine Unterscheidung hinsichtlich Flächen- und Volumenheizung. Weiterhin werden die Anwendungsgebiete der einzelnen Varianten genauer betrachtet.

2.1. Prüfprobleme in der Automobilindustrie

In Tab. 2.1[8] sind die Materialparameter typischer Werkstoffe des Automobilbaus aufgeführt. Für Stahl wird dabei ein Kohlenstoffgehalt von unter 0,4 % angenommen. Im Vergleich dazu sind die Werte der Leichtbau-Materialien Aluminium und CFK aufgeführt. Während es sich bei Stahl und Aluminium um homogene Werkstoffe handelt, resultieren aus dem schichtweisen Aufbau des Faserverbundes richtungsabhängige Eigenschaften.

[8] Angaben gemäß Grote 2005 und Swiss Composite 2010

Dies ist aus den Werten für Elastizitätsmodul E_m und Temperaturleitfähigkeit a_{th} ersichtlich. Auch die elektrische Leitfähigkeit σ_k weist starke Unterschiede zwischen Faserrichtung ($9{\cdot}10^3$ A/(V m) - $15{\cdot}10^3$ A/(V m)) und Faserquerrichtung ($0{,}07{\cdot}10^3$ A/(V m) - $0{,}7{\cdot}10^3$ A/(V m)) auf.[9] Allerdings wird ein Mittelwert von $1{\cdot}10^3$ A/(V m) zu Grunde gelegt, um beispielsweise die Skintiefe berechnen zu können. Bei den weiteren Angaben handelt es sich ebenfalls um gemittelte Werte, da nur mit ihnen analytische Abschätzungen möglich sind.

Tabelle 2.1.: Materialparameter[8] ausgewählter Leichtbauwerkstoffe bei Raumtemperatur (20 °C)

Material / **Eigenschaft**	**Stahl**	**Aluminium**	**CFK**
Dichte ρ in 10^3 kg/m^3	7,9	2,7	1,6
Elastizitätsmodul E_m in 10^3 N/mm^2	210	70	150 $\parallel$ 12 $\perp$
Spezifische Wärmekapazität c_p in J/(K kg)	465	921	710
Temperaturleitfähigkeit a_{th} in 10^{-6} m^2/s	3,9	93,4	36,2 $\parallel$ 0,4 - 3,6 $\perp$
Elektrische Leitfähigkeit σ_k in 10^6 A/(V m) (Konduktivität)	10,0	36,6	0,001
Magnetische Leitfähigkeit μ_p in 10^{-6} V s/(A m) (Permeabilität)	879,7	1,3	1,3

$\parallel$ in Faserrichtung $\perp$ in Faserquerrichtung bzw. senkrecht zur Faserrichtung

Nachfolgend werden die beiden konkreten Problemstellungen genauer beschrieben. Dazu wird einerseits das Laserstrahlschweißen von Stahlblechen mit dabei auftretenden Defektarten erläutert, andererseits die Verwendung von CFK mit herstellungs- und betriebsbedingten Mängeln. Im Anschluss erfolgt jeweils die detaillierte Auseinandersetzung mit den kritischen Fehlern, welche es zu detektieren gilt - dem so genannten „Falschen Freund“ und dem Schlagschaden.

[9] Angaben gemäß Mook 2012, S. 3

2.1.1. Laserstrahlschweißen von Stahlblechen

Das Schweißen von metallischen Werkstoffen erfolgt vorzugsweise mit Diodenlasern (bei einer Wellenlänge von 0,81 µm), Nd:YAG-Lasern (bei 1,06 µm) oder Kohlendioxid-Lasern (bei 10,60 µm). Laser ist das Akronym der englischen Bezeichnung Light Amplification by Stimulated Emission of Radiation. Laut Norm ist das Laserstrahlschweißen dem Schmelzschweißen mit Strahlung als Energieträger zuzuordnen.[10] Aufgrund seiner funktionalen (bspw. berührungslosen und abnutzungsfreien Bearbeitung), konstruktiven (bspw. lediglich einseitigen Zugänglichkeit) und fertigungstechnischen (bspw. hohen Prozessgeschwindigkeit) Vorteile gehört es zu den meist verbreiteten Fügeverfahren und hat sich auch im Automobilbau bewährt.[11]

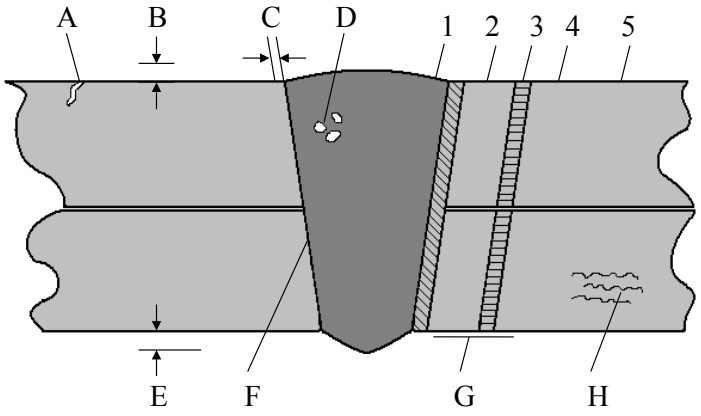
Das physikalische Prinzip beruht auf der Fokussierung des Laserstrahls mittels einer Optik. Die Absorption der Laserleistung verursacht an der Werkstückoberfläche eine extrem schnelle Erwärmung. Sie geht über die Schmelztemperatur von Metall hinaus, was lokale Aufschmelzungen zur Folge hat. Im Gegensatz zum Wärmeleitungsschweißen bildet sich beim Tiefschweißen in der Schmelze eine Dampfkapillare (Engl.: Keyhole) aus. Diese entsteht erst bei sehr hohen Leistungsdichten aufgrund von Verdrängungseffekten. Nach dem Erstarren ergibt sich eine eher schlanke und tiefe Fügeverbindung. Ausführliche Informationen zum Laserstrahlschweißen sowie seinen Prozessarten finden sich unter anderem bei Eichler und Eichler oder Beyer.[12]

Auf das Schweißergebnis bzw. die Verbindungsgüte wirken sich eine Vielzahl von Einflussgrößen aus. Für das Laserstrahlschweißen sind die wichtigsten in Prozess (bspw. Laserleistung, Strahlqualität, Fokusdurchmesser und Fokuslage) sowie Werkstück (bspw. Materialdicke und Oberflächenbeschichtung) unterscheidbar. Liegen diese Größen außerhalb der Toleranzen, können Imperfektionen auftreten. Für den Karosseriebau ergeben sich als dominierende Fehlerursachen die Geometrie- oder Lageabweichungen sowie deren Einfluss auf weitere Parameter.[13] Die Ausreizung bestehender Prozessgrenzen unter dem Aspekt der Wirtschaftlichkeit hat ebenfalls Einfluss - etwa durch die Maximierung der Schweißgeschwindigkeit oder die Einführung neuer Werkstofflegierungen. Ein weiteres Beispiel stellt die optimierte Einschweißtiefe durch verminderte Leistung zur Steigerung der Energieeffizienz dar.[14]

[10] Vgl. DIN EN 14 610 2005
[11] Vgl. Eichler und Eichler 2006, S. 4–5
[12] Siehe beispielsweise Eichler und Eichler 2006 oder Beyer 1995
[13] Vgl. Kuhl 2011, S. 24
[14] Vgl. Pfeifer 2012, S. 13

Fehler und Toleranzen

Im Mittelpunkt der Betrachtungen stehen laserstrahlgeschweißte Fügeverbindungen am Parallel- oder Überlappstoß. Damit werden im Automobilbau vornehmlich wenige Millimeter dicke Stahlbleche verbunden. Aufgrund der reduzierten Wärmeeinbringung und dem daraus folgenden geringeren Verzug erhalten meist Step-Nähte den Vorzug. Jedoch kann bei den kurzen Nahtlängen nicht immer die gewünschte Einschweißtiefe garantiert werden. In Abb. 2.1 sind am Schnitt einer I-Naht typische Fehler dargestellt.



A - Riefen
B - Nahtüberhöhung
C - Einbrandkerbe
D - Poren
E - Wurzeldurchhang
F - Flankenbindefehler
G - Risse
H - Zeiligkeiten, Einschlüsse

1 - Schweißgut
2 - Wärmeeinflusszone, Grobkorn
3 - Wärmeeinflusszone, Feinkorn
4 - wärmebeeinflusster Grundwerkstoff
5 - Grundwerkstoff

Abbildung 2.1.: Schematische Schweißnaht mit unterschiedlichen Fehlerarten

In der DIN EN ISO 13 919-1 werden die auftretenden Unregelmäßigkeiten in drei unterschiedlichen Bewertungsgruppen nach ihrer Fehlergröße klassifiziert.[15] Darüber hinaus existieren in Unternehmen oft eigene Werksnormen und Richtlinien. Die Prüfvorschrift PV 6719 von Volkswagen orientiert sich an der genannten Norm, führt allerdings eine zusätzliche Unterteilung in „Merkmale des inneren Befundes [und] Merkmale des äußeren Befundes“[16] ein. Für Überlapp-I-Nähte entwickelt Kuhl auf Grundlage dieser beiden Werke sechs Defekthauptgruppen.

[15] Vgl. DIN EN ISO 13 919-1 1996
[16] PV 6719 2008

- Oberflächendefekte (allgemeine Unregelmäßigkeiten wie Oberflächenporen, Spritzer, Nahtüberhöhung / -unterwölbung, Wurzeldurchhang / -rückfall usw.)
- Löcher (Durchgangslöcher, größere Poren und Endkrater)
- Bindefehler (fehlende Schweißung, fehlende oder unzureichende Verbindung zwischen den Fügepartnern und unzureichende Einschweißtiefe)
- Mangelnde Nahtbreite
- Anschmelzungen
- Sonstige Unregelmäßigkeiten - unrelevante (Kantenversatz) / seltene Fehler (Risse)[17]

Der Falsche Freund

Zu den kritischen Fehlern gehört der Falsche Freund aus der Gruppe der Bindefehler. Er ist gekennzeichnet durch ein beidseitig äußerlich einwandfreies Aussehen aufgrund formaler Materialaufschmelzungen. Dies tritt aber in Kombination mit einer fehlenden Verbindung der Fügepartner auf.[18] Damit zählt er zu den inneren Nahtdefekten (Merkmal des inneren Befundes). Nach Mickel gibt es eine Reihe möglicher Ursachen, warum sich die Schmelzen von Ober- und Unterblech nicht vereinigen. Dazu gehören eine zu geringe Laserleistung am Werkstück, ggf. bedingt durch Leistungsverluste im System oder eine zu hohe Schweißgeschwindigkeit. Weiterhin können Verschmutzungen oder ungenaue Führungen ursächlich sein. Den Hauptgrund bildet jedoch die Überschreitung des kritischen Blechabstandes, welche an feuerverzinktem Material auftreten kann.[19] Denn dabei muss ein Ausgasungsspalt von etwa 0,2 mm beachtet werden, um Porositäten durch Zinkdampf zu vermeiden.

Schematisch dargestellt ist der Falsche Freund in Abb. 2.2. Die DIN EN ISO 13 919-1 erlaubt für die niedrigste Bewertungsgruppe D eine maximale Fehlergröße von einem Millimeter. In den beiden strengeren Bewertungsgruppen C und B ist der Falsche Freund hingegen nicht zulässig.[20] Nach PV 6719 ist ein solcher Bindefehler sogar generell unzulässig.[21] Besonders problematisch sind Falsche Freunde bei hohen Anforderungen an die Festigkeit, wie sie im Automobilbau beispielsweise an tragenden Strukturbauteilen (A- oder B-Säule) auftreten.[18] Deshalb muss dieser Fehlertyp sicher identifiziert werden.

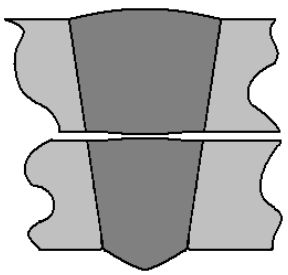


Abbildung 2.2.: Schweißnaht mit Falschem Freund

[17] Vgl. Kuhl 2011, S. 27–46
[18] Vgl. Kuhl 2011, S. 68–73, S. 162–165
[19] Vgl. Mickel 2011, S. 110–111, S. 139–140
[20] Vgl. DIN EN ISO 13 919-1 1996, S. 6
[21] Vgl. PV 6719 2008, S. 9

2.1.2. Kohlefaserverstärkte Kunststoffe

Faserverbundwerkstoffe bestehen aus einer bettenden Matrix (bspw. Duromere oder Thermoplaste) und verstärkenden Fasern (Natur-, Metall-, anorganische und organische Fasern). Besonders glas- (GFK) und kohlefaserverstärkte Kunststoffe (CFK) mit Epoxidharzmatrix werden bereits seit vielen Jahren in der Luftfahrt und im Rennsport eingesetzt. Aufgrund sinkender Fertigungskosten durchdringen sie auch immer mehr Bereiche des täglichen Lebens. Die Automobilindustrie hat das Potential ebenfalls erkannt, durch belastungsgerichtete Auslegung ganz erhebliche Gewichtseinsparungen zu erzielen. Dienten entsprechende Anbauteile aus CFK vor einigen Jahren der Zierde, werden die Vorteile mittlerweile gezielt in Strukturelementen genutzt. Doch die Schichtwerkstoffe erfordern nicht nur ein Umdenken in Konstruktionsfragen, sondern einen interdisziplinären Ansatz.

Fehler und Toleranzen

Der schichtweise Aufbau führt zu völlig anderen Schädigungsmechanismen, als sie an homogenen Werkstoffen bekannt sind. Zur Klassifizierung ist es im ersten Schritt sinnvoll, zwischen Fehlern aus dem Herstellprozess und dem Gebrauch zu unterscheiden.[22] Zu den *fertigungsbedingten Fehlern* zählen unter anderem:

- Materialüberschuss / -defizit von Faser oder Matrix (bspw. Harznest / Trockenstelle),
- Einschlüsse oder Poren,
- Delaminationen (flächiges Ablösen einzelner Laminatschichten) und
- Faserfehlorientierungen (bspw. Ondulation - wellige Verformung lateral / axial).

Den *betriebsbedingten Fehlern* sind zuzuordnen:

- Risse bzw. Brüche in Faser und / oder Matrix (bspw. aufgrund Zugbeanspruchung),
- Abtragungen von Harz (Abrasion) oder Harz und Fasern (Erosion),
- Alterungserscheinungen (bspw. infolge UV-Licht oder Wärmebeanspruchung) und
- Impacts.

Der Impact bzw. Schlagschaden
Da der Impact zu einem erheblichen Festigkeitsverlust führen kann, steht der Fehlertyp im Mittelpunkt der weiteren Betrachtungen. Hervorgerufen wird er durch punktuelle und schlagartige Überbelastungen. Deshalb ist auch oft von einem Schlagschaden die Rede. Er kombiniert mehrere Fehlertypen, welche je nach Impactenergie auftreten.[23]

[22] Vgl. Ehrenstein 2006
[23] Siehe beispielsweise Puck 1996 oder Harris 2003

Aus dem geschilderten Einschlag resultiert eine transversale Stoßwelle durchs Material. Sie kennzeichnet einen zylindrischen Bereich mit Druckspannungen. Im Zentrum dieser Region entsteht eine ungeschädigte Kompressionszone mit reduzierter Dicke. Bei hohen Impactenergien treten plastische Verformungen der Bauteiloberfläche in Form von Eindrücken auf. Zusätzlich kann es im Randbereich des Defektes zu inter- und intralaminaren Rissen mit senkrechter Orientierung zur Faserlage kommen. Die in den angrenzenden Gebieten ebenfalls auftretenden Schubspannungen führen hingegen zu Matrixrissen im Winkel von 45 °.[24] Ein Riss ist durch flächenhafte Materialtrennung mit einer Ausdehnung im Verhältnis von 1-10-100 (Breite-Tiefe-Länge) gekennzeichnet und kann als innerer oder äußerer Defekt auftreten.[25]

Zusätzlich kommt es bei Überschreitung der Haftfestigkeit zwischen den einzelnen Schichten zu Ablösungen bzw. Delaminationen. Sie besitzen meist eine ovale Ausbreitung und sind bevorzugt im Übergangsbereich von Lagen unterschiedlicher Orientierung zu finden. Treten an einer Schadstelle mehrere Delaminationen in unterschiedlicher Tiefe auf, sind sie oft zueinander verdreht. Außerdem steigt ihre Größe mit der Bauteiltiefe an, weshalb auch von einer kegelförmigen bzw. tannenbaumartigen Defektcharakteristik gesprochen wird. Bei sehr hohen Impactenergien sind sogar Faserabspreizungen auf der Rückseite möglich.[26] Die beschriebenen Fehlertypen sind in Abb. 2.3[27] im Schnitt visualisiert.

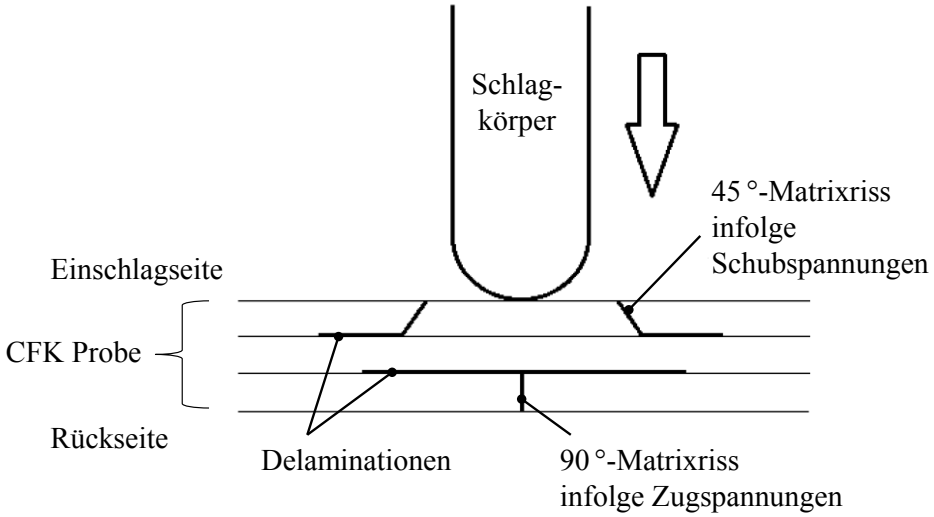


Abbildung 2.3.: Typische sukzessive Schadensausbreitung eines Impacts in CFK[27]
(Ebenfalls auftretende inter- und intralaminare Risse im Defektrandbereich werden aus Gründen der Übersichtlichkeit nicht dargestellt)

[24] Vgl. Kochan 2011, S. 42–44 und de Carvalho 2011, S. 14–16
[25] Vgl. Siemer 2010, S. 42
[26] Vgl. Riegert u. a. 2005 und Kochan 2011, S. 83–87 und de Carvalho 2011, S. 14–16
[27] In Anlehnung an de Carvalho 2011, S. 15

Von der Luftfahrtindustrie werden zwei grundlegende Typen an Impacts unterschieden. Impacts mit niedrigen Geschwindigkeiten (Engl.: Low-Velocity Impacts) von unter 20 m/s treten hauptsächlich in der Montage und Wartung auf. Ursache können etwa herunterfallende Werkzeuge (Engl.: Tool-Drop) sein. Hochgeschwindigkeitsimpacts mit bis zu 100 m/s entstehen eher im alltäglichen Gebrauch infolge Hagel-, Steinschlag oder Kollision.[28] Bei beiden können unterschiedlich stark ausgeprägte Fehler auftreten. Nach dem Grad der sichtbaren Beschädigung sind der gut erkennbare Komplett-Durchschlag, der optisch kaum auffindbare Barely-Visible Impact Damage (BVID) und der äußerlich nicht detektierbare Impact zu unterscheiden.

Die Abgrenzung der drei Fehlerarten ist nicht eindeutig und unterliegt daher einem Ermessensspielraum. In der Luftfahrt definiert beispielsweise Boeing die typische Kerbtiefe eines BVID mit 0,25 mm - 0,50 mm, Airbus hingegen mit 1,35 mm.[29] In der DIN EN 6038 wird die Eindrucktiefe in Anlehnung an Boeing mit 0,30 mm angegeben.[30] Der BVID stellt einen besonders kritischen Fehler dar. Bei ihm können trotz visuell kaum sichtbarer Beschädigungen auf der Einschlagseite starke innere Defekte in Zusammenhang mit einem Festigkeitsverlust von bis zu 50 % vorliegen.[31] Neben diesen indirekten Richtwerten gibt es aber keine normierten Grenzen für kritische Schadensumfänge eines Impacts. Erschwert wird eine verbindliche Festlegung sowohl von den unterschiedlichen Anwendungsgebieten als auch von der Vielzahl an Einflussgrößen.

Dies ist schon am Ausmaß eines künstlich erzeugten Impacts ersichtlich. Er kann aufgrund der hohen Parameteranzahl stark variieren. Die Einbringung erfolgt unter anderem mit Gaspistole, Pendelschlaghammer, Fallturm oder -rohr. Allein daraus ergeben sich erhebliche Unterschiede. Die Fülle weiterer Einflussfaktoren wird von Kochan in zwei Gruppen mit inhärentem und externem Charakter nach Tab. 2.2 aufgeteilt.[28]

Tabelle 2.2.: Einflussfaktoren auf den Impactumfang

Werkstoffspezifische Parameter	**Äußere Einflüsse**
• Faser- und Matrixeigenschaften	• Schlagenergie
• Lagenaufbau	• Aufprallgeschwindigkeit
• Einzelschichtdicke	• Größe und Form der Schlagkörperfläche
• Faser-Volumen-Gehalt	• Geometrie des Bauteils

[28] Vgl. Kochan 2011, S. 42–44, S. 84
[29] Vgl. Ziehm 2010, S. 14–19
[30] Vgl. DIN EN 6038 1996
[31] Vgl. Krüger und Mook 2005

Einen entscheidenden Einfluss auf den Schadensumfang besitzt die Form des Schlagkörpers. In Anlehnung an existierende Normen wird oft ein Impactor mit halbkugelförmiger Stoßfläche verwendet. Allerdings weisen die benutzten Durchmesser extreme Unterschiede auf. Im Allgemeinen kann aber bei vergleichbaren Impactenergien von geringeren Schäden bei steigender Schlagkörperfläche ausgegangen werden. Weiterhin ist der Ausschnitt der Einspannvorrichtung bedeutsam. Seine Abmessungen bestimmen die Größe der frei schwingenden Probenfläche. Bei zunehmendem Umfang fallen die Schäden aufgrund der Federwirkung geringer aus.

2.1.3. Zerstörungsfreie Prüfverfahren

Die Werkstoffprüfung hat das Ziel, Kenngrößen von normierten Proben oder Bauteilen zu ermitteln. Sie umfasst Verfahren der zerstörenden und der zerstörungsfreien Prüfung (ZfP / Engl.: Non-Destructive Testing). Diese unterscheiden sich hinsichtlich der weiteren Brauchbarkeit des Prüfobjektes. Mit der ZfP besteht die Möglichkeit, Defekte rückwirkungsfrei zu erkennen und zu charakterisieren. Dafür wird das Prüfobjekt mit elektromagnetischen, akustischen oder thermischen Schwingungen bzw. Wellen angeregt. Über das Antwortsignal werden bevorzugt innere Qualitätsmerkmale detektiert. Da sie qualitativer oder quantitativer Art sein können, lässt sich die ZfP weiter untergliedern. Qualitative Aussagen sind hinsichtlich der Erkennung vorhandener Ungänzen oder der Stoffverteilung im Materialvolumen möglich. Ebenfalls darunter einzuordnen sind die Untersuchung geschweißter, gelöteter sowie geklebter Fügeverbindungen. Zu den quantitativen Parametern zählen unter anderem die Bestimmung und Kontrolle von Fertigungsmaßen oder Funktionsparametern.[32]

Die Vorteile gegenüber der zerstörenden Prüfung liegen auf der Hand. Während es dabei zu Wertschöpfungsverlusten aufgrund der verzögerten Rückkopplung von Prüfergebnissen kommen kann, erlaubt die ZfP den Aufbau kurzer Regelkreise. Weiterhin werden Prüfschrott, Logistikaufwände und Lärmbelästigungen vermieden. Aus Herstellersicht erhöht der ZfP-Einsatz die Produktsicherheit und verringert Nacharbeit sowie Reparatur. Nicht zu unterschätzen ist die Möglichkeit der Protokollierung und Dokumentation, welche insbesondere mit den bildgebenden Verfahren der ZfP problemlos umzusetzen ist. Allerdings erfordern viele Verfahren einen relativ zeitintensiven Messaufwand. Das erschwert den Einsatz im laufenden Produktionsprozess, da sich häufig nicht die gesamten Umfänge im Fertigungstakt untersuchen lassen.[33]

[32] Vgl. Gevatter und Grünhaupt 2006, S. 363–371
[33] Vgl. DGZfP 2013, Einführung

Mit steigenden Anforderungen an die Erzeugnisse wächst auch die industrielle Bedeutung der ZfP. Beispielsweise werden etablierte Fügeverfahren unter wirtschaftlichen Gesichtspunkten immer weiter ausgereizt. Dies trifft auch auf das im Automobilbau weit verbreitete Laserstrahlschweißen zu. Um den Energieverbrauch zu reduzieren, werden die Leistung und somit auch die Einschweißtiefe optimiert.[34] Allerdings führen prozessbedingte Schwankungen dann zu einer höheren Fehlerwahrscheinlichkeit, was wiederum den Einsatz der ZfP rechtfertigt. Für gewisse Objekte schreibt der Gesetzgeber sogar eine hundertprozentige Prüfung vor (bspw. B-Säule). Dabei handelt es sich um sicherheitsrelevante Bauteile oder Komponenten, welche an der Grenze ihrer physikalischen Belastbarkeit betrieben werden. Diese gesetzliche Forderung ist mit zerstörenden Verfahren nicht abzudecken.

Zu den fünf Standardverfahren der ZfP zählen die Radiografie sowie Ultraschall-, Wirbelstrom-, Farbeindring- und Magnetpulverprüfung. Zur Detektion von Falschen Freunden und Impactschäden eignen sich jedoch bloß die ersten drei. Deshalb werden auch nur diese in Tab. 2.3 anhand ihrer spezifischen Vor- und Nachteile miteinander verglichen.

Tabelle 2.3.: Eigenschaften der Standardverfahren zur zerstörungsfreien Prüfung

Eigenschaften	**Radiografische Verfahren**	**Ultraschall-verfahren**	**Wirbelstrom-verfahren**
Berührungslos	+	−	+
Einseitige Zugänglichkeit	−	+	+
Große Eindringtiefe	+	+	−
Hohe Prüfgeschwindigkeit	−	−	+
Prüfung direkt vor Ort	−	+	+
Automatisierbar	−	−	+

Radiografische Verfahren

Aufgrund der großen Energie ihrer Photonen durchdringt Röntgen- oder Gammastrahlung auch optisch intransparente Stoffe. Dies ist jedoch mit einer Strahlungsschwächung verbunden. Den Effekt machen sich die Verfahren der Radiografie anhand von Intensitätsmessungen zu Nutze. Somit sind Dichteunterschiede im Material bildhaft darstellbar. Bei der *Computertomografie* werden vom Prüfobjekt mehrere Absorptionsprofile aus verschiedenen Positionen aufgenommen. Daraus wird rechnerbasiert eine dreidimensionale Volumenstruktur des Objektes rekonstruiert.[35]

[34] Vgl. Bautze u. a. 2011
[35] Vgl. DGZfP 2013, Kapitel Durchstrahlungsprüfung

Ultraschallverfahren
Mit Ultraschall werden mechanische Schwingungen oberhalb der menschlichen Hörgrenze im Frequenzbereich zwischen 20 kHz und 1 GHz bezeichnet. Das Prüfverfahren selbst nutzt die Ausbreitung elastischer Wellen von 0,5 MHz - 25 MHz im Objekt (Schweißnahtprüfung 2 MHz - 5 MHz / CFK-Prüfung 0,5 MHz - 10 MHz). Dabei stellen geometrische Begrenzungen und Inhomogenitäten so genannte Grenzflächen dar. An ihnen kommt es zur Abschattung, Reflexion und Brechung. Daraus lassen sich beispielsweise Defekte in Position und Größe abschätzen sowie Bauteildicken und Materialparameter ermitteln.[36]

Von den entwickelten Methoden ist das Impuls-Echo-Verfahren sehr häufig im Einsatz. Hierbei wird ein kombinierter Prüfkopf verwendet, der sowohl dem Senden von Impulsen als auch dem Empfangen des reflektierten Antwortsignals dient. Zur Erzeugung der Ultraschallwellen wird hauptsächlich der piezoelektrische Effekt genutzt. Um die Wellen ins Objekt einzubringen, muss der Kontakt zum Prüfkopf über ein Koppelmittel (Wasser, Öl, Gel oder Paste) sichergestellt sein. Mittels Laufzeit- und Amplitudenmessung sind dann die entsprechenden Rückschlüsse zu treffen. Die *Phased-Array-Technik* kombiniert mehrere Einzelelemente zu einem Gruppenstrahler. Durch die Überlagerung des Schallbündels bildet sich ein Summensignal, aus dem ein dreidimensionales Bild des Prüfbereiches berechnet werden kann.[37]

Wirbelstromverfahren
Bei diesem Prüfverfahren wird das kombinierte Auftreten von Strom und Magnetfeld genutzt. Eine Spule dient als Energiequelle und oft gleichzeitig zur Aufnahme der Messgröße. Die Energiequelle muss mit Wechselspannung betrieben werden, damit ein alternierendes Magnetfeld entsteht. Wird ein Gegenstand aus elektrisch leitfähigem Material in dieses Primärfeld eingebracht, kommt es zur Induktion von Wirbelströmen. Aus dem induzierten Stromfluss resultiert ein Sekundärfeld. Es ist dem ursächlichen Feld entgegen gerichtet. Da die Wirbelströme und somit auch das Sekundärfeld an Defekten und Inhomogenitäten eine andere Ausprägung aufweisen, ist der Unterschied anhand von Impedanzmessungen nachweisbar. Mit dem Verfahren lassen sich neben Fehlstellen auch Gefügeunterschiede und kritische Eigenspannungsregionen in Oberflächennähe auffinden.[38]

ZfP auf Anbindungsfehler an Schweißnähten

Beim Laserstrahlschweißen handelt es sich um einen vollständig automatisierbaren Prozess. Deshalb werden die Verfahren der Nahtprüfung oft nach ihrer Integrationsmöglichkeit in den Fertigungstakt unterschieden. Die Variante, bei der es zur Entnahme des Prüf-

[36] Vgl. Fahrenwaldt und Schuler 2012, S. 490–493 und Kochan 2011, S. 55–59
[37] Vgl. Fahrenwaldt und Schuler 2012, S. 490–493 und Kochan 2011, S. 16–19, S. 55–59
[38] Vgl. DGZfP 2013, Kapitel Wirbelstromprüfung

objektes aus der Produktionslinie kommt, trägt die Bezeichnung *Offline*. Dazu gehören klassischerweise die zerstörenden Verfahren. Ihr Einsatz steigert erheblich den personellen und zeitlichen Aufwand. Weiterhin lässt sich die Vorgehensweise bei kundenspezifischen Produkten nur bis zu einem gewissen Fertigungsgrad einsetzen. Beispielsweise erfordert die Automobilfabrikation mit kundenbezogener Fertigungsreihenfolge in diesem Fall den Einsatz spezieller Prüfkarossen. Aber auch der derzeitige Einsatz gewisser ZfP-Verfahren wie der Ultraschall- und Durchstrahlungsprüfung erfolgt überwiegend immer noch losgelöst von der Fertigung. Mit *Inline* oder auch *Online*[39] wird hingegen die linienintegrierte Prüfung im Fertigungstakt bezeichnet. Hierbei reduzieren sich der logistische Aufwand sowie die Zeiträume zur Rückkopplung der Prüfresultate.[40]

Die Möglichkeiten zur Qualitätssicherung sind so vielfältig wie die Defektarten selbst. Allerdings eignet sich jedes Prüfverfahren unterschiedlich gut für die einzelnen Fehlertypen. Einen Überblick zu etwaigen Sensorsystemen liefert die von Kuhl getroffene Einteilung bezüglich chronologischer Zuordnung zum Schweißprozess. Die drei Arbeitszonen werden als Pre-, In- und Post-Prozess bezeichnet.[41] In der Tab. 2.4[42] sind exemplarisch Prüfmerkmale für die drei Arbeitszonen mit entsprechenden ZfP-Verfahren aufgelistet.

Tabelle 2.4.: Arbeitszonen des Schweißprozesses hinsichtlich ZfP-Verfahren und damit detektierbaren Prüfmerkmalen[42]

Arbeitszone	**Exemplarische Prüfmerkmale**	**Mögliche ZfP-Verfahren**
Pre-Prozess • Inline	Nahtposition Spaltmaß Fokuslage	• Lasertriangulation • Abstandssensoren • Kamerasysteme
In-Prozess • Inline	Laserprozess Schmelzbad Spaltmaß	• Photodioden • Kamerasysteme • Akustische Sensoren
Post-Prozess • Inline	Nahtposition Äußere Nahtdefekte	• Kamerasysteme • Lasertriangulation
Post-Prozess • Offline	Äußere und innere Nahtdefekte	• Radiografie • Ultraschall • Wirbelstrom • Aktive Thermografie

[39] Siehe beispielsweise Siemer 2010, S. 43
[40] Vgl. Mickel 2011, S. 14–22
[41] Vgl. Kuhl 2011, S. 27–46
[42] In Anlehnung an Seidel u. a. 2009, S. 6

Vor dem Schweißen werden akustische, mechanische und optische Systeme eingesetzt. Allerdings sind in dieser Phase nur bedingt Aussagen möglich - anhand von Indizien wie dem Spaltmaß oder der Überwachung von Zustandsgrößen (bpsw. Drahtzufuhr, Bauteilposition). Somit wird im Pre-Prozess eher regelnd in die Bearbeitung eingegriffen, wohingegen die Systeme des In- und Post-Prozesses der Ergebnisbewertung dienen.[43]

Es besteht beim Laserstrahlschweißen nur ein indirekter Zusammenhang zwischen der Anbindungsqualität und den messbaren Größen der Schweißanlage. Daher sind keine unmittelbaren Rückschlüsse auf die Güte der Fügeverbindung möglich. Dies ist beispielsweise beim Widerstandspunktschweißen der Fall, wo die Istwerte von Strom und Spannung ausgewertet werden.[44] Jedoch existieren eine Reihe unterschiedlicher Verfahren, mit denen eine In-Prozess Kontrolle realisierbar ist. Besonders geeignet erweisen sich hierfür die optischen Verfahren.[45] Mit eindimensionalen Systemen auf Photodiodenbasis können beispielsweise der Laserrückreflex oder das Prozessleuchten aufgezeichnet werden. Hierbei sind primär globale Vorhersagen über Defekte möglich. Mit bildgebenden Kamerasystemen ist hingegen die Aufzeichnung zweidimensionaler Signale in Verbindung mit einer verbesserten Fehlerklassifikation umsetzbar.[43]

Zur Prüfung können unterschiedliche Wellenlängenbereiche genutzt werden. Für einen Schweißprozess mit Kohlendioxid-Laser grenzen Tober und Henrich ein verfügbares Spektrum von ungefähr 200 nm bis 1400 nm sowie die Wellenlänge der reflektierten Laserstrahlung ein.[46] Die Erfassung von Strahlung wird in den folgenden Spektren vorgeschlagen:

- Plasmastrahlung im ultravioletten Bereich von etwa 200 nm - 400 nm,
- gesamte emittierte Strahlung ab einer bestimmten Wellenlänge von bspw. 500 nm,
- Wärmestrahlung des Schmelzbades im infraroten Bereich bis ungefähr 1400 nm,
- reflektierte Laserstrahlung für den betrachteten CO_2-Laser von ca. 10 600 nm und
- diskrete Spektrallinien im Plasma.[46]

Im In-Prozess ergeben sich bei Kombination von Photodioden- und Kameratechnik die höchsten Detektionsraten für Imperfektionen.[47] Allerdings liegen einzelne Defektarten vor, welche sich nicht signifikant in den aufgezeichneten Prozesssignalen widerspiegeln. Trotz existierender Prüfansätze gehören dazu Bindefehler und auch der Falsche Freund.[48]

Nach dem Schweißprozess finden häufig optische Prüfverfahren wie die *Lasertriangulation* Verwendung. Sie beruht auf einer Parameteränderung der Strahlung, wenn diese mit dem

[43] Vgl. Kuhl 2011, S. 32–46, S. 68–73
[44] Vgl. Haepp und Hopf 2006, S. 13
[45] Vgl. Shao und Yan 2005
[46] Vgl. Tober und Henrich 2001
[47] Vgl. Kogel-Hollacher u. a. 2006, S. 7–8
[48] Vgl. Pfitzner u. a. 2008

Prüfobjekt in Wechselwirkung tritt. Zur Schweißnahtprüfung kommt vermehrt die zweidimensionale Profilmessung mittels Laserlinie zum Einsatz. Dabei wird durch die Relativbewegung zwischen Sensor und Bauteil ein dreidimensionales Abbild der Oberflächentopografie generiert.[49] Dies steht in Verbindung mit einer überragenden Messgeschwindigkeit sowie der Möglichkeit einer rechnerbasierten Auswertung. Deshalb wird das Verfahren bereits als automatisierte Inline-Variante eingesetzt.[50] Neben Lagebestimmungen sind aber nur äußere Fehler (Merkmale des äußeren Befundes) nachweisbar.

Das im Fokus stehende zerstörungsfreie Auffinden des Falschen Freundes ist bisher nur im Post-Prozess und Offline eindeutig möglich. Eine zerstörende Prüfung stellt keine brauchbare Alternative dar. Hierbei werden die Schweißnähte mit metallografischen (bspw. Schliffe) sowie mechanisch-technologischen Verfahren (bspw. Zug-, Dauerschwing- oder Kerbschlagbiegeversuch) untersucht.[51] Anhand der ermittelten Eigenschaften einer Stichprobe wird dann auf die Grundgesamtheit geschlossen, was lediglich statistische Aussagen zur Anbindungsqualität ermöglicht.

Deshalb folgt eine Betrachtung von ZfP-Verfahren, mit denen Falsche Freunde detektierbar sind. Hierbei liegt der Fokus auf einer möglichst seriennahen Prüfung. Nach den in Tab. 2.3 aufgeführten Eigenschaften ergibt sich von den ausgewählten Standardverfahren für die Wirbelstromprüfung das höchste Potential. Darüber hinaus ist die Thermografie ebenfalls ein geeignetes Verfahren. Nach Mickels Untersuchungen ist es sogar die einzige Möglichkeit, Falsche Freunde zerstörungsfrei zu detektieren.[52]

Radiografie

Für die radiografische Schweißnahtprüfung sind hohe Strahlungsenergien notwendig. Deshalb finden meist Röntgenröhren und Radioisotope Verwendung. Generell ist es damit möglich, Falsche Freunde aufzufinden. Allerdings eignet sich das Prüfverfahren nur bedingt für den Einsatz im Produktionsprozess. Ursache sind unter anderem die hohen Auflagen an den erforderlichen Strahlenschutz. Weiterhin existieren erhebliche Defizite hinsichtlich einer zu langen Prüfdauer und der notwendigen Zugänglichkeit.

Ultraschall

Die Schweißnahtprüfung mittels Ultraschall ist in vielen Industriezweigen verbreitet. Typische Einsatzbereiche der automatisierten Variante sind der Behälter- und Rohrleitungsbau. Dazu wird das Prüfobjekt in ein Tauchbad gegeben oder die Ankopplung über einen Wasserspalt realisiert.[53] Allerdings werden damit vorrangig Schweißnähte am Stumpfstoß

[49] Vgl. Poprawe 2005, S. 389–399
[50] Vgl. Zürn u. a. 2008
[51] Vgl. Krüger 1994
[52] Vgl. Mickel 2011, S. 137–138
[53] Vgl. Deutsch u. a. 2005

geprüft. Für die näher betrachteten Parallel- und Überlappstöße sind bisher keine automatisierten Prüfanlagen bekannt.

Prinzipiell lassen sich mit Ultraschallprüfung auch Falsche Freunde erkennen. Bastuck nutzt beispielsweise Hochfrequenz-Ultraschall mit 75 MHz, um an Schweißnähten ultrahochfester Karosseriebaustähle diesen Fehlertyp zu detektieren.[54] Dabei erschweren jedoch Form und Nahtgeometrie des Parallelstoßes eine Prüfung. Zusätzlich sind Falsche Freunde aufgrund ihrer Lage besonders schwer aufzufinden. Auch die notwendigen Prüfzeiten erlauben keinen taktzeitgebundenen Prüfeinsatz im Karosseriebau.

Wirbelstrom
Für das Prüfverfahren gibt es Entwicklungen zum Einsatz als Inline-fähige Technik im Fertigungstakt. Dabei sind die betrachteten Bindefehler jedoch nur eingeschränkt detektierbar. Infolge des elektromagnetischen Wirkprinzips stellt die Wirbelstromeindringtiefe den restriktiven Faktor dar. Der Wert kann zwar durch eine Verringerung der induktiven Messfrequenz (typischerweise 150 kHz - 400 kHz) erhöht werden, was aber gleichzeitig das Signal-Rausch-Verhältnis (Engl.: Signal-to-Noise Ratio / SNR) verschlechtert.[55] Daher ist eine unzureichende Einschweißtiefe ohne Verbindung der Fügepartner oft nur von der Wurzelseite aus detektierbar. Versuchsreihen von Bautze u. a. für eine nicht durchgeschweißte Naht zeigen erste positive Resultate auch von der Lasereintrittsseite. Auf Falsche Freunde kann hingegen nur anhand von Indizien infolge veränderter Gefügestruktur geschlossen werden. Der Fehlertyp führt lediglich zu einer Behinderung des transversalen Flusses, wohingegen sich die Wirbelströme lateral ausdehnen.[56]

ZfP an CFK auf Schlagschäden

Der Umfang eines Impactschadens ist visuell nur schwer einzuschätzen. Bei einseitiger Zugänglichkeit wird die Beurteilung noch einmal schwieriger, insbesondere wenn an verbauten Objekten lediglich die Einschlagseite prüfbar ist. Mit dem vermehrten Einsatz von CFK erhöht sich somit auch der Bedarf an zuverlässigen Techniken zur Schadensbeurteilung. Die Ultraschall-, Röntgen- (insbesondere Computertomografie), Wirbelstrom- und thermografische Prüfung zählen dabei zu den etablierten Methoden der ZfP.[57]

Allerdings haben die inhomogenen Eigenschaften des Werkstoffes weitreichende Konsequenzen und erfordern ein ganzheitliches Umdenken. Dies betrifft nicht nur konstruktive Fragestellungen, sondern auch die Auswahl und Verwendung von ZfP-Verfahren. Neben

[54] Vgl. Bastuck u. a. 2012
[55] Vgl. Kuhl 2011, S. 90–93
[56] Vgl. Seidel u. a. 2009, S. 11 und Bautze u. a. 2011, S. 31–32
[57] Vgl. Häberle 2012, S. 6

dem Schadensumfang haben die Eigenschaften des Faserverbundes ebenfalls Einfluss auf die Qualität der Prüfergebnisse. Dies fängt beim Herstellungsverfahren an und reicht bis zur möglichen Oberflächenbehandlung. Kochan betrachtet in diesem Zusammenhang den Faser-Volumen-Gehalt als dominanten Faktor. Bei steigendem Faseranteil verringert sich der Einfluss des gering leitfähigen Matrixwerkstoffes, was positive Auswirkungen auf die elektrische und thermische Leitfähigkeit sowie die Schallausbreitung hat.[58] Bezogen auf die Thermografieprüfung folgen aus der thermischen Anisotropie verstärkte Diffusionsprozesse in Faserrichtung und verhältnismäßig geringe Ausgleichsvorgänge senkrecht dazu.

Neben den genannten ZfP-Verfahren werden regelmäßig alternative Ansätze entwickelt. Beispielsweise findet die *Shearografie* immer wieder als geeignetes Prüfverfahren Erwähnung. Dabei wird das Prüfobjekt zwei Belastungszuständen ausgesetzt. Aus einer Korrelation der aufgezeichneten Interferogramme entsteht das charakteristische Streifenbild. Da innere Defekte zu einer inhomogenen Oberflächenverformung führen, sind sie in diesen Bildern erkennbar. Die aus der Literatur entnommenen Anregungszeiten von bis zu fünfzehn Minuten erfüllen jedoch nicht die Anforderungen an ein schnelles Prüfsystem.[59] Weitere Einschränkungen resultieren aus dem erheblichen Störeinfluss von Erschütterungen.

In Tab. 2.5 sind exemplarisch einige Autoren und ihre Veröffentlichungen aufgelistet, die sich mit der zerstörungsfreien Prüfung von impactgeschädigten CFK Strukturen befassen. Die Liste erhebt keinen Anspruch auf Vollständigkeit. Aus ihr soll lediglich hervorgehen, dass ein Ergebnisvergleich aufgrund der Variantenvielfalt nur eingeschränkt möglich ist. Gleichzeitig ermöglicht die Übersicht den Einstieg in alle üblichen Verfahren. Um die eingebrachten Schlagschäden miteinander vergleichen zu können, findet eine Normalisierung der Impactenergien statt. Dazu wird diese auf die Probendicke bezogen. Typische Werte bewegen sich im Bereich von 0,5 J/mm - 5 J/mm.[60] Mit steigenden Impactenergien fallen auch die Defekte stärker aus. Gleichzeitig ist eine Detektion mit ZfP-Verfahren leichter möglich.

Radiografie / Computertomografie
Mit den Röntgenverfahren sind Zwischenfaserbrüche und Poren besonders gut auffindbar. Zur Detektion von Delaminationen eignen sie sich hingegen nur bedingt. Untersuchungen von Kochan bestätigen diese These. Die Strahlungsschwächung im Ablösebereich unterscheidet sich nur geringfügig von der des fehlerfreien Materials, woraus geringe Intensitätsdifferenzen resultieren. Daher ist eine Delamination mit Radiografie kaum detektierbar. Die Aufsummierung aller Winkelschritte bei der Computertomografie führt zu einem leicht verbesserten Ergebnisbild.[61]

[58] Vgl. Kochan 2011, S. 70–78
[59] Vgl. Menner 2013, S. 146–150 und de Carvalho 2011, S. 67–78
[60] Vgl. Ziehm 2010, S. 31
[61] Vgl. Häberle 2012, S. 6 und Kochan 2011, S. 99–101

Tabelle 2.5.: Referenzen bezüglich ZfP-Verfahren an impactgeschädigtem CFK

Autor(en)	**Halb-zeug**	**Schädigungs-methodik**	**Normalisierte Impactenergie** in J/mm	**Verwendete ZfP-Verfahren**
Carvalho[62]	UD Gelege	Fallturm ⊘ 12,7 mm $m = 1{,}2\,\mathrm{kg}$	1,3 2,2 4,5	• Ultraschall • Shearografie
Kochan[63]	3 Arten von UD Gelege	Pendelschlagwerk ⊘ 24,5 mm $m = 7{,}985\,\mathrm{kg}$	5 12,5 20	• Radiografie • Ultraschall • OLT
Koyama u. a.[64]	UD Gelege / Gewebe	Stahlkugel mit $m = 1\,\mathrm{kg}$ fällt auf ⊘ 3 mm Bohrer	0,2 - 0,7	• Radiografie • Ultraschall • Wirbelstrom
Pan u. a.[65]	Gewebe	Keine Angaben	1,1 1,6 2,1	• IPT
Riegert u. a.[66]	MA Gelege	Fallbolzen ⊘ 25 mm $m = 3{,}975\,\mathrm{kg}$	2,3 - 9,3	• OLT
Tsoi u. a.[67]	MA Gelege	⊘ 5 mm; ⊘ 12,5 mm; ⊘ 20 mm	2,4 - 7,1	• OPT • UPT
Ziehm[68]	MA Gelege	Gaspistole mit einer Polyamidkugel ⊘ 40 mm $m = 0{,}039\,\mathrm{kg}$	15	• Ultraschall • OPT

⊘ = Durchmesser der Stoßfläche
MA = Multiaxial
UD = Unidirektional
IPT = Induktive Puls Thermografie
OLT / OPT = Optische Lock-In- / Puls Thermografie
UPT = Ultraschall Puls Thermografie

[62] Vgl. de Carvalho 2011
[63] Vgl. Kochan 2011
[64] Vgl. Koyama u. a. 2011
[65] Vgl. Pan u. a. 2012
[66] Vgl. Riegert u. a. 2005
[67] Vgl. Tsoi und Rajic 2011
[68] Vgl. Ziehm 2010

Ultraschall

Die Phased-Array-Technik ermöglicht flächige Messungen mit bildhafter Ergebnisdarstellung. Aufgrund der Ortsauflösung ist das Verfahren für die Detektion von Rissen nur bedingt geeignet - Delaminationen sind sehr gut einzugrenzen. Dabei erlauben die C-Bilder (siehe S. 111) sowohl eine Beurteilung der Schadensgröße als auch der Fehlertiefe.[69] Bei der konventionellen Ultraschallprüfung wird insbesondere der Einsatz eines Koppelmediums kritisiert. Denn etwaige Rückstände können zu Komplikationen in nachfolgenden Arbeitsschritten wie dem Lackierprozess führen. Zusätzlich erfordert die berührende Messung relativ ebene Flächen oder speziell angepasste Prüfköpfe. Wird die Zugänglichkeit durch aufgebrachte Elemente eingeschränkt, ist eine Messung oft nur manuell möglich. Sie muss dann von einem erfahrenen Prüfer unter erheblichem Zeitaufwand durchgeführt werden. Deshalb fand eine Weiterentwicklung zur direkten Luftkopplung statt. Da das Signal in Luft stark gedämpft wird, weisen die Ergebnisse ein geringes SNR auf.[70] Veröffentlichungen zeigen jedoch das Potential zur Impactprüfung bei zweiseitiger Zugänglichkeit (Normaldurchschallung).[71]

Wirbelstrom

Momentan verfügbare Geräte erlauben Messungen im Bereich von 500 kHz bis ungefähr 100 MHz. Für die ZfP von CFK ist dabei die hochfrequente Technik besonders interessant, da aus der geringen elektrischen Leitfähigkeit hohe Eindringtiefen resultieren (siehe Abschnitt 2.3.3). Neben Dickenmessungen dient das Verfahren unter anderem der Ermittlung von Faserfehlorientierungen.[72] Da auch Delaminationen und Faserbrüche detektierbar sind, kann der Impact als Kombination beider Fehlertypen ebenfalls erkannt werden. Dazu wird der Prüfbereich üblicherweise mit Einzelmessungen abgerastert.[73] Eine sinnvolle Weiterentwicklung stellen Arrays dar, welche flächige Messungen und bildgebende Signaldarstellungen ermöglichen.[74] Um ein automatisiertes Prüfverfahren zu entwickeln, bilden die aktuellen Fortschritte aber nur den Anfang.

[69] Vgl. Häberle 2012, S. 6 und Kochan 2011, S. 16–19, S. 54–59
[70] Vgl. Kochan 2011, S. 83–87
[71] Vgl. Stößel u. a. 2001 und Döring 2011, S. 92
[72] Vgl. Mook 2001 und Klein u. a. 2012
[73] Vgl. Koyama u. a. 2011 und Lange 1997, S. 21–22
[74] Vgl. Li 2012 und Klein u. a. 2012

2.2. Thermografie

Der Wellenlängenbereich des menschlichen Auges erstreckt sich von 0,36 µm - 0,78 µm. Zum Verständnis der Infrarotstrahlung lassen sich aber die dabei gemachten Erfahrungen nicht einfach adaptieren. Denn im sichtbaren Bereich wird nur die am Objekt reflektierte Strahlung einer zusätzlichen Lichtquelle erfasst. Bei der Thermografie erfolgt hingegen die Registrierung der von Objekten selbst ausgesendeten Wärmestrahlung. Auf den folgenden Seiten wird deshalb genauer auf die Grundlagen eingegangen.

2.2.1. Wärmeübertragung

Weist ein Körper eine andere Temperatur als seine Umgebung auf, strebt er ein thermisches Gleichgewicht an. Dabei kommt es zum Energietransport über seine Systemgrenze hinweg. Diese Art der Energie wird als Wärme Q bezeichnet. Zur Wärmeübertragung sind drei verschiedene Transportprozesse bekannt - die Wärmeleitung, die Konvektion und die Wärmestrahlung. In der Realität treten die Mechanismen meist gemeinsam auf. Dabei strömt die Wärme so lange von der höheren zur tieferen Temperatur, bis ein vollständiger Ausgleich erfolgt ist.[75]

Wärmeleitung
Hierbei wird kinetische Energie von einem Molekül bzw. Elementarteilchen auf seinen Nachbarn übertragen. Der Effekt tritt in Festkörpern, Flüssigkeiten und Gasen auf. Die Wärmeleitfähigkeit eines Stoffes wird durch den Wärmeleitkoeffizienten λ_{th} beschrieben. Aufgrund der freien Valenzelektronen sind viele Metalle gute Wärmeleiter.[75] Mit der Wärmestromdichte $\dot{q}$ wird die übertragene Wärmemenge je Übertragungsfläche A und Zeitintervall Δt beschrieben. Die Ansätze für Gl. (2.1) gehen auf I. Newton (1642 - 1726) und J. B. Fourier (1768 - 1830) zurück. Die Definition gilt für kartesische Koordinaten.

$$\dot{q} = -\lambda_{\mathrm{th}}\left(T, x, y, z\right) \operatorname{grad} T = -\lambda_{\mathrm{th}}\left(T, x, y, z\right) \left[\frac{\partial T}{\partial x} \cdot \vec{e}_x + \frac{\partial T}{\partial y} \cdot \vec{e}_y + \frac{\partial T}{\partial z} \cdot \vec{e}_z \right] \tag{2.1}$$

Als notwendige Voraussetzung muss aber die zeitliche und räumliche Temperaturverteilung innerhalb des Körpers bekannt sein. Dazu findet eine partielle Differentialgleichung Verwendung - die Wärmeleitungsgleichung. In der allgemeinen Form (2.2) gilt sie für ruhende bzw. inkompressible Medien. Dabei stellt der Skalar $T = T\left(x, y, z, t\right)$ die Temperatur T an einer bestimmten Position (x, y, z) zum Zeitpunkt t dar. Der Gradient dieses Skalars ergibt einen Vektor. Er zeigt in die Richtung des größten Temperaturanstiegs und sein Betrag beschreibt die Stärke des Anstiegs.

[75] Vgl. Grote 2005, S. D 4–D 30

Wärmequellen im Inneren des Körpers werden durch die volumenbezogene Leistungsdichte $P\,/\,V$ berücksichtigt.[76] Die Materialparameter, d. h. die Dichte ρ, die spezifische Wärmekapazität c_p und die Wärmeleitfähigkeit λ_{th} können innerhalb des Körpers orts- und temperaturabhängige Unterschiede aufweisen. Bei CFK ist durch die Faserorientierung beispielsweise eine hohe örtliche Anisotropie der Wärmeleitfähigkeit gegeben.

$$\rho\,(T,x,y,z)\;c_p\,(T,x,y,z)\;\frac{\partial T}{\partial t} = \mathrm{div}\;[\;\lambda_{\mathrm{th}}\,(T,x,y,z)\;\mathrm{grad}\,T\;] + \frac{P}{V} \tag{2.2}$$

Die allgemeine Form ist aufgrund ihrer Komplexität analytisch nur schwer lösbar. Jedoch kann zu einer linearen partiellen Differentialgleichung vereinfacht werden. Falls es sich nicht um einen Faserverbundwerkstoff handelt, ist die Annahme eines isotropen und homogenen Mediums naheliegend. Für geringe Temperaturdifferenzen von wenigen Kelvin sind weiterhin konstante Materialparameter annehmbar, woraus die vereinfachte Wärmeleitungsgleichung (2.3) folgt. Sie berücksichtigt jedoch keine inneren Wärmequellen.[76]

$$\frac{\partial T}{\partial t} = a_{\mathrm{th}}\left[\;\frac{\partial^2 T}{\partial x^2} + \frac{\partial^2 T}{\partial y^2} + \frac{\partial^2 T}{\partial z^2}\;\right] \tag{2.3}$$

Die Temperaturleitfähigkeit a_{th} (thermische Diffusivität) dient dazu, die zeitlichen Veränderungen der räumlichen Temperaturverteilung infolge Wärmeleitung zu beschreiben. Sie ist ein Maß für den Ausgleich von Temperaturdifferenzen und setzt sich gemäß Gl. (2.4) aus den drei bereits eingeführten Materialparametern zusammen. Nach Gl. (2.5) lässt sich aus den Kennwerten ebenfalls die werkstoffspezifische Wärmeeindringzahl e_{th} (thermische Effusivität) bestimmen. Sie gibt die Aufnahmefähigkeit eines Materials für Wärme an.[77]

$$a_{\mathrm{th}} = \frac{\lambda_{\mathrm{th}}}{\rho\;c_p} \tag{2.4}$$

$$e_{\mathrm{th}} = \sqrt{\lambda_{\mathrm{th}}\;c_p\;\rho} \tag{2.5}$$

Das Verhalten eines Wärmestromes durchs Material wird also von zwei Größen bestimmt.

1. Die Temperaturleitfähigkeit beeinflusst zeitliche und räumliche Wärmeausbreitung.
2. Die Wärmeeindringzahl sowie der eventuell auftretende Kontaktwiderstand bedingen den thermischen Kontrast an einer Inhomogenität.

Diese beiden Parameter beeinflussen auch entscheidend die Auflösungsgrenzen der thermografischen Prüfung. Hierbei ist die Erkennbarkeit eines Defektes sowohl von seinem Abstand zur Oberfläche als auch von seiner Größe abhängig. Dafür ist nicht die Fehlerdicke entscheidend, sondern die laterale Ausdehnung parallel zur Oberfläche. Eine Faustformel

[76] Herleitung siehe Baehr und Stephan 2008, S. 117–122
[77] Vgl. Gleiter 2011, S. 54–55

besagt, dass ein Fehler erkannt werden kann, wenn sein Durchmesser nicht kleiner als seine Tiefe ist.[78]

Konvektion

Der Wärmetransport durch Mitführen ist ebenfalls an Materie gebunden und findet innerhalb von Fluiden und Gasen statt oder wenn diese über eine anders temperierte Oberfläche strömen. Dabei sind zwei grundlegende Fälle zu unterscheiden. Bei der erzwungenen Konvektion wird die Strömung durch äußere Kräfte hervorgerufen. Dies können beispielsweise eine Pumpe oder ein Ventilator sein. Bei der freien Konvektion sind hingegen Dichteunterschiede in einem Schwerefeld ursächlich. Sie resultieren vor allem aus Differenzen in der Temperatur, dem Druck oder der Dichte.[79]

Die Intensität des Wärmeübergangs wird vom Wärmeübergangskoeffizienten α_{th} beschrieben. Im Gegensatz zur Wärmeleitfähigkeit stellt er keine Materialkonstante dar. Der Proportionalitätsfaktor ist von einer Reihe von Einflussgrößen abhängig, beispielsweise der Art der Strömung und ihrer Geschwindigkeit, den geometrischen Verhältnissen und der Oberflächenbeschaffenheit.

[78] Vgl. Bauer und Aderhold 2005, S. 7
[79] Vgl. Grote 2005, S. D 4–D 35

2.2.2. Grundlagen der Wärmestrahlung

Über dem absoluten Nullpunkt von 0 K bzw. −273,15 °C emittiert jeder Körper elektromagnetische Wellen. Diese entstehen durch die ungeordneten Bewegungen von Atomen und Molekülen um ihre Ruhelage infolge Translations-, Rotations- und Schwingungsenergie.[80] Damit stellt elektromagnetische Strahlung den dritten Transportprozess für Wärmeenergie dar. Aufgrund ihrer Bedeutung für die Thermografie wird genauer darauf eingegangen.

Infrarote Spektralbereiche

In Abb. 2.4 sind die einzelnen Spektralbereiche elektromagnetischer Strahlung voneinander abgegrenzt. An das Ultraviolette (UV) schließen sich sichtbare und infrarote Strahlung an. Zu größeren Wellenlängen hin wird die Infrarotstrahlung von der Terahertzstrahlung (nicht dargestellt) bzw. den Mikrowellen flankiert.

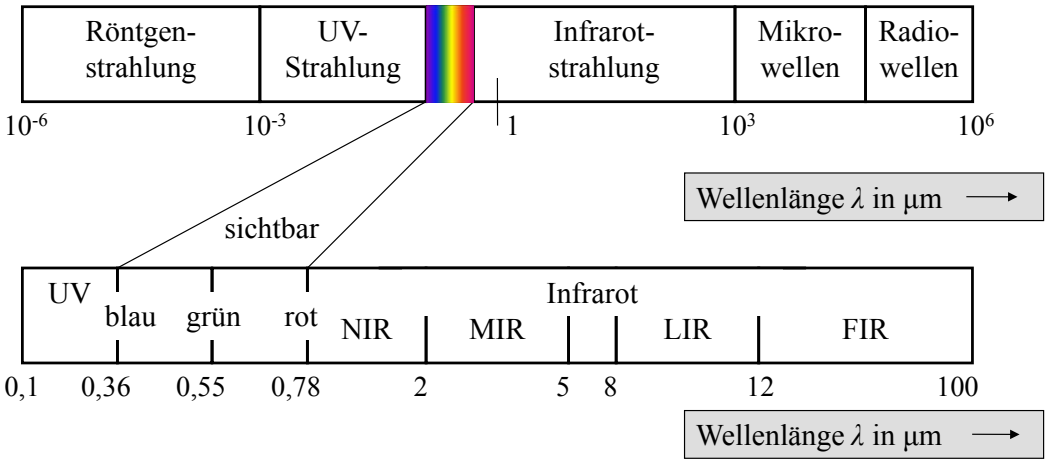


Abbildung 2.4.: Einordnung der infraroten Spektralbereiche in das Strahlungsspektrum

Nach Tab. 2.6 lässt sich die Wärmestrahlung in mehrere Teilbänder untergliedern. Ursache dafür sind die Transmissionseigenschaften der Atmosphäre, welche nur bestimmte Fenster zulassen. Die dazwischen liegenden Absorptionsbänder bilden Intervalle, in denen elektromagnetische Strahlung aufgrund chemischer Substanzen (insbesondere Wasserdampf- und Kohlendioxidmoleküle) selektiv absorbiert wird. Ein weiterer Anteil geht durch Streuung verloren.[81] Die in Tab. 2.6 aufgeführten Grenzen orientieren sich dabei an der Norm.[82]

[80] Vgl. Grote 2005, S. D 4–D 30
[81] Vgl. Fouad und Richter 2009, S. 22–24
[82] Vgl. DIN 54 190-2 2011, S. 5

Tabelle 2.6.: Bezeichnung der infraroten Spektralbereiche mit Wellenlängen

Kürzel	**Deutsche Bezeichnung**	**Kürzel**	**Englische Bezeichnung**	**Wellenlängenbereich** in µm
NIR	Kurzwelliges Infrarot	SW	Short Wave	0,8 - 2
MIR	Mittleres Infrarot	MW	Mid Wave	2 - 5
LIR	Langwelliges Infrarot	LW	Long Wave	8 - 12
FIR	Fernes Infrarot	-	-	12 - 100

Im thermografischen Kontext wird NIR vornehmlich für die Objektüberwachung und bei militärischen Anwendungen genutzt. Prüfungen im zivilen Sektor finden eher in MIR und LIR statt. Aufgrund der geringeren Empfindlichkeit gegenüber Sonneneinflüssen wird bei Untersuchungen im Freien oft langwelliges Infrarot bevorzugt.[83]

Strahlungsgesetze

Nachdem F. W. Herschel (1738 - 1822) im Jahre 1800 die infrarote Strahlung entdeckte, beschäftigten sich eine Reihe von Forschern mit ihr. Dabei entstanden grundlegende Gesetzmäßigkeiten, auf die in einem historischen Abriss eingegangen wird. Dargelegt sind sie für gerichtete spektrale Größen, welche der detaillierten Verteilungsbeschreibung in Abhängigkeit von Wellenlänge λ, Vertikalwinkel β, Azimutwinkel θ und Temperatur T dienen (weitere Informationen siehe im Anhang S. 181–182).

Allgemeine Strahlungsbilanz

Trifft Strahlungsenergie auf Materie, wird nur ein Teil $\alpha'_\lambda(\lambda, \beta, \theta, T)$ der transportierten Energie absorbiert und in innere Energie umgewandelt. Wie aus Abb. 2.5 ersichtlich, wird ein weiterer Anteil $\rho'_\lambda(\lambda, \beta, \theta, T)$ reflektiert und der Rest $\tau'_\lambda(\lambda, \beta, \theta, T)$ hindurch gelassen. Die Summe der drei Anteile ergibt immer Eins, was mathematisch mit der allgemeinen Strahlungsbilanz (2.6) beschrieben ist.

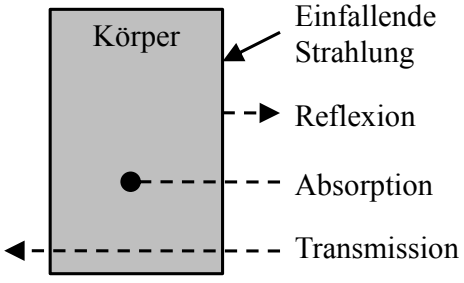


Abbildung 2.5.: Strahlungsbilanz

$$\alpha'_\lambda(\lambda, \beta, \theta, T) + \rho'_\lambda(\lambda, \beta, \theta, T) + \tau'_\lambda(\lambda, \beta, \theta, T) = 1 \tag{2.6}$$

[83] Vgl. DGZfP 2013, Kapitel Thermografie

Schwarzer Körper
Der Begriff wurde von G. R. Kirchhoff (1824 - 1887) geprägt und steht für einen idealisierten Körper. Dieser dient als Grundlage für theoretische Betrachtungen sowie als Referenz für praktische Untersuchungen. Weitere gebräuchliche Bezeichnungen sind schwarzer oder Planck'scher Strahler (Engl.: Black Body / BB). Der Modellkörper besitzt die folgenden Eigenschaften:

1. Auftreffende elektromagnetische Strahlung wird vollständig absorbiert.
2. Somit wird weder Strahlung durchgelassen noch reflektiert.
3. Thermische Energie wird mit größtmöglicher Intensität über alle Wellenlängen abgestrahlt (ideale thermische Strahlungsquelle).

Praktisch lässt sich der beschriebene Körper nicht realisieren, da kein Material die elektromagnetischen Strahlen über alle Frequenzbereiche vollständig absorbiert. Für vergleichende Messungen sind aber oft nur die Absorptions- bzw. Emissionseigenschaften der Strahlungsquelle wichtig und nicht die Form. Deshalb wird anstelle einer Oberfläche die Öffnung eines Hohlraumstrahlers oder ein langes Sackloch verwendet. Damit lassen sich die Eigenschaften eines schwarzen Strahlers annähernd nachbilden.

An realen Prüfobjekten werden die Oberflächeneigenschaften gezielt verändert, um den Einfluss des Reflexionsgrades zu vermindern. So weist eine berußte Fläche einen hohen Absorptionsgrad auf und kommt dem Ideal des schwarzen Strahlers schon sehr nahe. Für die Prüfpraxis wird meist Graphitspray verwendet (Emissionsgrad von etwa 0,95[84]), welches jedoch anschließend mühsam wieder entfernt werden muss. Auch die Benetzung mit Wasser ist möglich und bereits industriell umgesetzt.[85] Nach Tab. 2.7 existieren weitere idealisierte Modelle, bei denen Anteile der Strahlungsbilanz komplett entfallen.

Tabelle 2.7.: Idealisierte Strahlungsmodelle

Name	**Resultierende Strahlungsbilanz**	**Näherung / Beispiel**
Schwarzer Körper	$\alpha_\lambda^{'}(\lambda, \beta, \theta, T) = 1$	Bohrung
Idealer Spiegel	$\rho_\lambda^{'}(\lambda, \beta, \theta, T) = 1$	Poliertes Aluminium
Diathermanes Material	$\tau_\lambda^{'}(\lambda, \beta, \theta, T) = 1$	Sauerstoff, Stickstoff
Opakes Material	$\alpha_\lambda^{'}(\lambda, \beta, \theta, T) + \rho_\lambda^{'}(\lambda, \beta, \theta, T) = 1$	Metalle

[84] Vgl. Bernhard 2014, S. 1241
[85] Vgl. Traxler und Thanner 2011

Kirchhoff'sches Strahlungsgesetz

Das im Jahre 1860 aufgestellte Postulat besagt, dass Materie jeder Art bei Erhitzung eine kontinuierliche Wärmestrahlung in einem temperaturabhängigen Spektrum aussendet. Bezogen auf die Oberfläche eines schwarzen Strahlers gilt im thermischen Gleichgewicht die Kongruenz von absorbierter zu emittierter Strahlung nach (2.7). Somit resultiert aus dem Absorptionsgrad eines idealen schwarzen Körpers auch eine Emissivität von Eins.

$$\alpha_{\lambda}^{'}\left(\lambda, \beta, \theta, T\right) = \epsilon_{\lambda}^{'}\left(\lambda, \beta, \theta, T\right) \tag{2.7}$$

Reale Körpern weisen immer eine geringere Strahlungsleistung als der schwarze Strahler auf. Variiert der Emissionsgrad in einem betrachteten Spektralbereich nur unwesentlich, ist von einem *Grauen Strahler* die Rede (bspw. Wellenlängenband MIR oder LIR). Bei signifikanten Schwankungen bzw. mehreren Maxima wird der entsprechende Körper hingegen als *Selektiver Strahler* bezeichnet.[86]

Stefan-Boltzmann-Gesetz

Etwa 20 Jahre später stellt J. Stefan (1835 - 1893) einen experimentellen Zusammenhang für schwarze Strahler her. Untersuchungen an stark erhitzten Körpern zeigen die Proportionalität zwischen abgestrahlter Energiemenge und vierter Potenz der absoluten Temperatur T. In Verbindung gebracht werden beide Größen über die Stefan-Boltzmann-Konstante $\sigma \approx 5{,}67{\cdot}10^{-8}\,\mathrm{W/(K^4\,m^2)}$. Eine Temperaturverdopplung führt somit zu einem Anstieg der spezifischen Ausstrahlung $M^{\mathrm{BB}}\left(T\right)$ um den Faktor 16. Fünf Jahre später liefert L. Boltzmann (1844 - 1906) die theoretische Begründung für Gl. (2.8).

$$M^{\mathrm{BB}}\left(T\right) = \sigma\ T^4 \tag{2.8}$$

Wird die Ausstrahlung auf die Fläche A des schwarzen Körpers bezogen, resultiert daraus die Strahlungsleistung. Entsprechende Werte sind für einen grauen Strahler ermittelbar, indem eine Erweiterung um den hemisphärischen Gesamt-Emissionsgrad $\epsilon\left(T\right)$ erfolgt.

Wien'sches Verschiebungsgesetz

Im Rahmen seiner Forschungen entdeckte W. Wien (1864 - 1928) die Gesetzmäßigkeit, dass sich mit steigender Temperatur das Strahlungsmaximum zu höheren Frequenzen bzw. zu kürzeren Wellenlängen verschiebt. Für einen nach dem Planck'schen Strahlungsgesetz emittierenden schwarzen Körper ist somit nach Gl. (2.9) die Wellenlänge bestimmbar, bei welcher die größte Strahlungsleistung abgegeben wird.

$$\lambda_{\mathrm{max}} = \frac{2897{,}8}{T}\ \mathrm{\mu m\,K} \tag{2.9}$$

[86] Vgl. DGZfP 2013, Kapitel Thermografie

Generell wird die Wellenlänge des Emissionsmaximums mit steigender Temperatur kleiner. Aus Gl. (2.9) lassen sich daher Temperaturgrenzen für die einzelnen Spektralbereiche berechnen. Sie liegen bei 300 °C bis 1200 °C für MIR bzw. bei −30 °C bis 90 °C für LIR.

Planck'sches Strahlungsgesetz

Das Strahlungsgesetz 2.10 nach M. Planck (1858 - 1947) beschreibt die Intensitätsverteilung der elektromagnetischen Energie (Dichteverteilung aller Photonen).

$$M_\lambda^{\mathrm{BB}}(\lambda, T) = \frac{2\pi\ h\ c^2}{\lambda^5\ \left(\mathrm{e}^{h\,c\,/\,\lambda\,k\,T} - 1\right)} \tag{2.10}$$

Sie ist abhängig von der Wellenlänge bzw. Frequenz, welche ein schwarzer Körper bei einer bestimmten Temperatur abstrahlt. Die Herleitung gilt als Geburtsstunde der Quantenphysik. In die Gleichung fließen die Boltzmann-Konstante $k \approx 1{,}38{\cdot}10^{-23}$ J/K, das Planck'sche Wirkungsquantum $h \approx 6{,}63{\cdot}10^{-34}$ J/s sowie die Lichtgeschwindigkeit c ein. In den Graphen der Abb. 2.6[87] ist die Ausstrahlung des schwarzen Körpers als Funktion von Wellenlänge und Temperatur dargestellt.

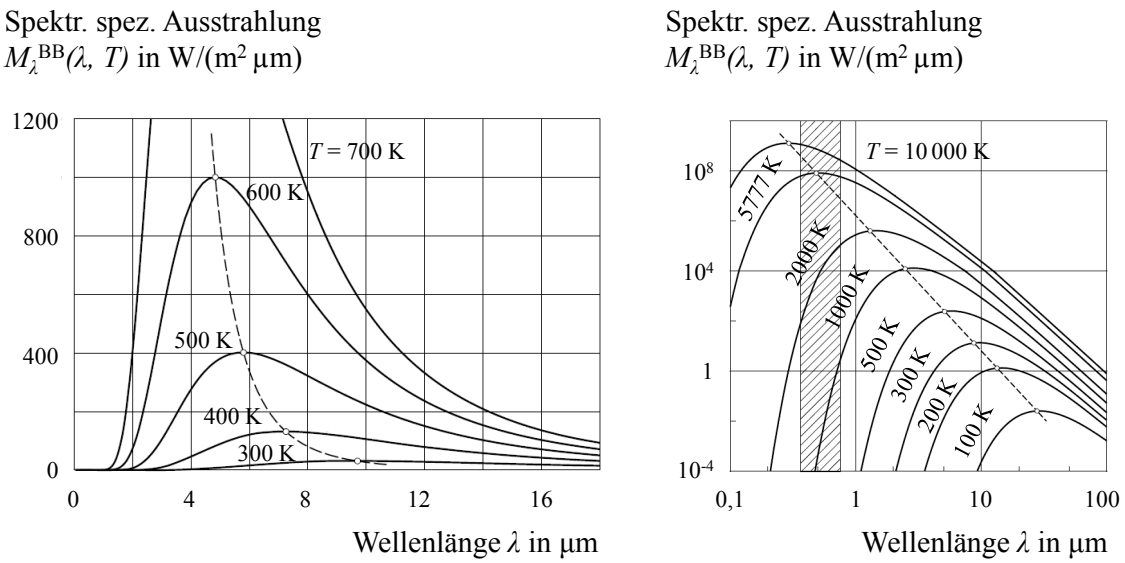


Abbildung 2.6.: Planck'sche Strahlungsspektren für verschiedene Temperaturen in linearer und doppeltlogarithmischer Auftragung[87]

Die Planck'schen Strahlungsspektren veranschaulichen, dass der schwarze Strahler auf allen Wellenlängen emittiert. Durch die doppelt-logarithmische Auftragung im rechten Bild liegen die Strahlungsmaxima des Wien'schen Verschiebungsgesetzes (2.9) auf der gestrichelten Geraden. Für die thermografische Prüfpraxis lässt sich aus dem Gesetz ein verbessertes SNR bei höheren Temperaturen ableiten.

[87] In Anlehnung an Baehr und Stephan 2008, S. 616–617

2.2.3. Thermografie in der ZfP

Der Begriff Thermografie beschreibt die „berührungslose Erfassung, Aufbereitung und bildhafte Darstellung der flächenhaften Verteilung der von einer Oberfläche ausgehenden und mit einem Infrarotdetektorsystem registrierten elektromagnetischen Strahlung“[88]. Mit dem Verfahren wird ein Thermogramm (bildhafte Darstellung der Strahldichteverteilung) der oberflächlichen Temperaturverteilung erstellt. Um allerdings ein zusammenhängendes Verständnis von der Thermografie in der ZfP zu erhalten, ist eine ausführliche Klassifizierung notwendig. Diese wird in Abb. 2.7[89] getroffen und daraufhin erläutert.

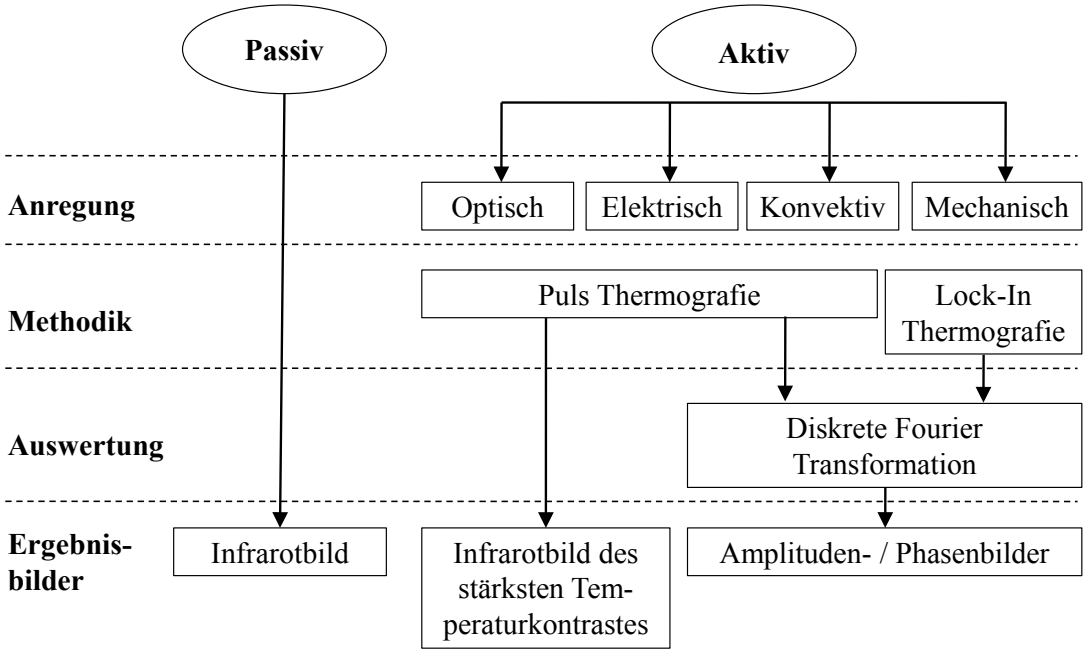


Abbildung 2.7.: Einteilung der dynamischen Thermografieverfahren für die ZfP[89]

Neben der Unterscheidung in passive und aktive Thermografie kann parallel dazu nach der ermittelten Messgröße differenziert werden. Die qualitative Thermografie ermittelt keine Temperaturen, sondern analysiert lediglich die Strahldichteverteilung. Hingegen werden bei der quantitativen Variante Absolutgrößen (Temperatur, Amplitude, Phasenwinkel) bestimmt. Im weiteren Verlauf wird die aktive Variante nach der Art der Anregungsquelle und ihrer Signalform, dem Messaufbau und der Auswertemethodik aufgeschlüsselt. Vorher gilt es jedoch, verfügbare Kameratechnik und genutzte Messprinzipien darzulegen.

[88] DIN 54 190-1 2004, S. 4
[89] In Anlehnung an Riegert 2007, S. 2

Kameratechnik

Hinter dem Großteil thermografischer Entwicklungen stehen militärische Anwendungen. Beispielsweise werden mit der Technik Infrarotsichtgeräte entwickelt, über die gegnerische Einheiten anhand ihrer Wärmestrahlung erkennbar sind. Nur mit zeitlichem und technologischem Verzug sind die Fortschritte auch im zivilen Bereich nutzbar. Allerdings steht hier die bildhafte Temperaturmessung im Fokus.[90] In Tab. 2.8 sind die dafür verwendeten Detektorsysteme aufgeführt.

Tabelle 2.8.: Infrarote Detektorsysteme für Focal Plane Arrays

Thermische Empfänger	**Quantenempfänger**
• Bolometer ($\triangle T \rightarrow \triangle R$)	• Fotodiode (InSb, QWIP)
• Pyroelektrikum ($\triangle T \rightarrow \triangle Q_{\mathrm{el}}$)	• Fotovoltaik (InSb, CMT)
• Thermoelement ($\triangle T \rightarrow \triangle U$)	
+ Verschleißfrei und Wartungsarm	− Wartungsanfällig
− Temperaturauflösung (NETD) $\geq 50\,\mathrm{mK}$	+ Temperaturauflösung (NETD) $\geq 20\,\mathrm{mK}$
− Typischerweise nur LIR / LW	+ Detektorspezifischer Spektralbereich
− Feste Zeitkonstante $\geq 10\,\mathrm{ms}$	+ Variable Frequenz und Integrationszeit

Seit den siebziger Jahren des 20. Jahrhunderts werden scannende Systeme genutzt. Sie erzeugen über einen thermischen Einzeldetektor und verstellbare Spiegel ein zweidimensionales Bild. Aufgrund der verbauten Mechanik mit Präzisionselementen handelt es sich um eine kostenintensive Technik. Die Entwicklung von Arrays aus thermischen Empfängern erlaubt den heutigen Einsatz ungekühlter Bolometerkameras. Quantenempfänger werden auch als Photonen- bzw. Halbleiterempfänger bezeichnet und nutzen den inneren fotoelektrischen Effekt zur Erfassung der Strahldichte $L(\beta, \theta, T)$ (siehe Tab. A.1).[91] Dazu finden unterschiedliche Halbleitermaterialien Verwendung, welche bis unter 80 K herab gekühlt werden müssen. Im Einsatz sind beispielsweise Indium-Antimonid (InSb), Cadmium-Quecksilber-Tellurid (CMT) oder Aluminium-Gallium-Arsenid / Gallium-Arsenid (Engl: Quantum Well Infrared Photodetector / QWIP). Mit dem Detektorsystem sind die Signale direkt bestimmbar, was speziell die Messträgheit verringert. Momentane Matrixformate für Focal Plane Arrays liegen zwischen 320×256 Pixel^2 und 1024×768 Pixel^2.

[90] Vgl. InfraTec 2004, S. 21–25
[91] Vgl. Schuster und Kolobrodov 2012, S. 163–190

Passive Thermografie

Bei der passiven Thermografie wird die Temperaturverteilung der Bauteiloberfläche ermittelt. Dabei lassen sich Wechselwirkungen mit der Umgebung und prozessbedingte Erwärmungs- oder Abkühlungsvorgänge ausnutzen. Oft resultiert das Thermogramm aber auch aus zeitunabhängigen Temperaturdifferenzen. In diesem Fall gilt näherungsweise die lineare Differentialgleichung für das *stationäre* Temperaturfeld ohne Wärmequellen (2.11). Sie resultiert aus (2.3) unter der Bedingung $\partial T \,/\, \partial t = 0$. Somit ist die Wärmeleitfähigkeit λ_{th} der einzige Materialparameter, welcher sich auswirkt.[92]

$$0 = \lambda_{\mathrm{th}} \left[\frac{\partial^2 T}{\partial x^2} + \frac{\partial^2 T}{\partial y^2} + \frac{\partial^2 T}{\partial z^2} \right] \tag{2.11}$$

In der ZfP bezeichnet der Begriff die Bau-, Elektro- und Industriethermografie. Dazu gehören die Überwachung von Ur- und Umformprozessen[93] sowie die vorbeugende Instandhaltung von elektrischen Anlagen. Im Verkehrswesen wird mit der Technik der Rad-Schiene-Kontakt untersucht, um einen übermäßigen Verschleiß zu verhindern.[94] Bekanntestes Anwendungsgebiet ist jedoch das Bauwesen, bei dem Heizungsleckagen, Wärmebrücken oder Holzbalken unter Putz auffindbar sind.[95]

Aktive Thermografie

Hierbei wird eine externe Quelle genutzt, um einen Temperaturgradienten im Prüfobjekt zu erzeugen. Der resultierende Wärmefluss besitzt an Fehlstellen einen signifikant abweichenden Verlauf. Dies wirkt sich auf die Verteilung der Oberflächentemperatur aus, welche mit einer Wärmebildkamera visualisierbar ist. Die notwendige Temperaturdifferenz ist dabei von Materialparametern und den Eigenschaften des Kamerasystems abhängig. Zur mathematischen Beschreibung der thermischen Vorgänge wird die allgemeine Wärmediffusionsgleichung (2.3) verwendet. Unter Annahme eindimensionaler Wärmeleitung ergibt sich Gl. (2.12).

$$\frac{\partial T}{\partial t} = a_{\mathrm{th}} \frac{\partial^2 T}{\partial z^2} \tag{2.12}$$

Um lediglich eine Raumdimension berücksichtigen zu müssen, wird im Modell ein zur z-Achse halbunendlicher Körper (siehe Abb. 2.12) angenommen. Somit tritt ein Temperaturgradient ebenfalls nur in dieser Richtung auf. Der Skalar der Temperaturfunktion vereinfacht sich dabei zu $T = T\,(z, t)$.

[92] Vgl. Baehr und Stephan 2008, S. 123
[93] Vgl. Brinkmann 1998 oder Viets 2000
[94] Vgl. Tober 2006
[95] Vgl. Brink 2004

Anregung

In Tab. 2.9 sind die gebräuchlichsten Anregungsmethoden der aktiven Thermografie in vier Gruppen aufgeteilt. Die Darstellung soll einen ersten Überblick ermöglichen.

Tabelle 2.9.: Wirkprinzip und Eigenschaften der einzelnen Anregungsverfahren

Anregung	Physikalisches Wirkprinzip	Eigenschaften
Optisch • Blitzlampe, • Halogenstrahler, • LED-Array, • Laser, etc.	• Generierung elektromagnetischer Strahlung im sichtbaren und infraroten Bereich • Breitbandige Anregung mit Blitzlampe oder Halogenstrahler • Möglichst hohe Strahlungsabsorption an der Oberfläche des Prüfobjektes	+ Berührungslos + Einfache Realisation + Fast beliebige Pulsform − Oberflächenabhängig ($\alpha_\lambda^{'}$) − Abschirmung notwendig − Nachstrahlen der Quelle
Elektrisch • Induktionsspule, • Mikrowellen, etc.	• Erzeugung (elektro-) magnetischer Wechselfelder mit Frequenzen unterhalb des Infraroten • Induktive Erwärmung durch Wirbelstromverluste und bei ferromagnetischen Werkstoffen zusätzlich durch Hystereseverluste • Mikrowellen nur für Nichtmetalle geeignet (Erwärmung infolge dielektrischer Verluste)	+ Berührungslos + Defektselektiv + Oberflächenunabhängig − Materialabhängig (σ_k) − Geometrieabhängig
Konvektiv • Luft, • Wasser, • Kohlendioxid, • Stickstoff, etc.	• Beaufschlagung des Prüfobjektes mit temperierten Gasen oder Flüssigkeiten • Konvektive Erwärmung bzw. Abkühlung des Prüfobjektes	+ Berührungslos + Robust + Keine Abschirmung nötig − Ungenaue Pulsform − Oftmals geringer Hub
Mechanisch • Ultraschall, etc.	• Energieeinbringung über mechanische Schwingungen • Durch Reibung bzw. Dämpfung erfolgt Umwandlung in Wärmeenergie	+ Defektselektiv + Große Tiefenreichweite + Oberflächenunabhängig − Berührend − Verschleiß der Quelle

Vereinfachend wird in dieser Arbeit immer von Wärmeeinbringung gesprochen. Es existieren aber auch Anregungsvarianten, die das Prüfobjekt abkühlen. Dies wird als negativer Wärmeeintrag aufgefasst.[96] Durch die tabellarische Klassifizierung ist nur eine allgemeine Beschreibung der physikalischen Wirkungsweise möglich, wobei spezielle Anregungsquellen durchaus abweichende Effekte zur Wärmegenerierung nutzen.

Natürlich kann auch eine Einteilung nach alternativen Kriterien erfolgen. Dabei ist die Unterscheidung in berührungslose und berührende oder in defektselektive und nichtselektive Verfahren gebräuchlich. Nach der Form des temperierten Anregungsbereiches ist ebenfalls eine Differenzierung in punkt- und linienförmige sowie flächige Quellen möglich.

Messaufbau

Anhand der Positionierung von Anregungsquelle und Thermografiekamera sind gemäß Abb. 2.8[97] zwei Aufbauten unterscheidbar, welche spezifische Eigenschaften aufweisen.

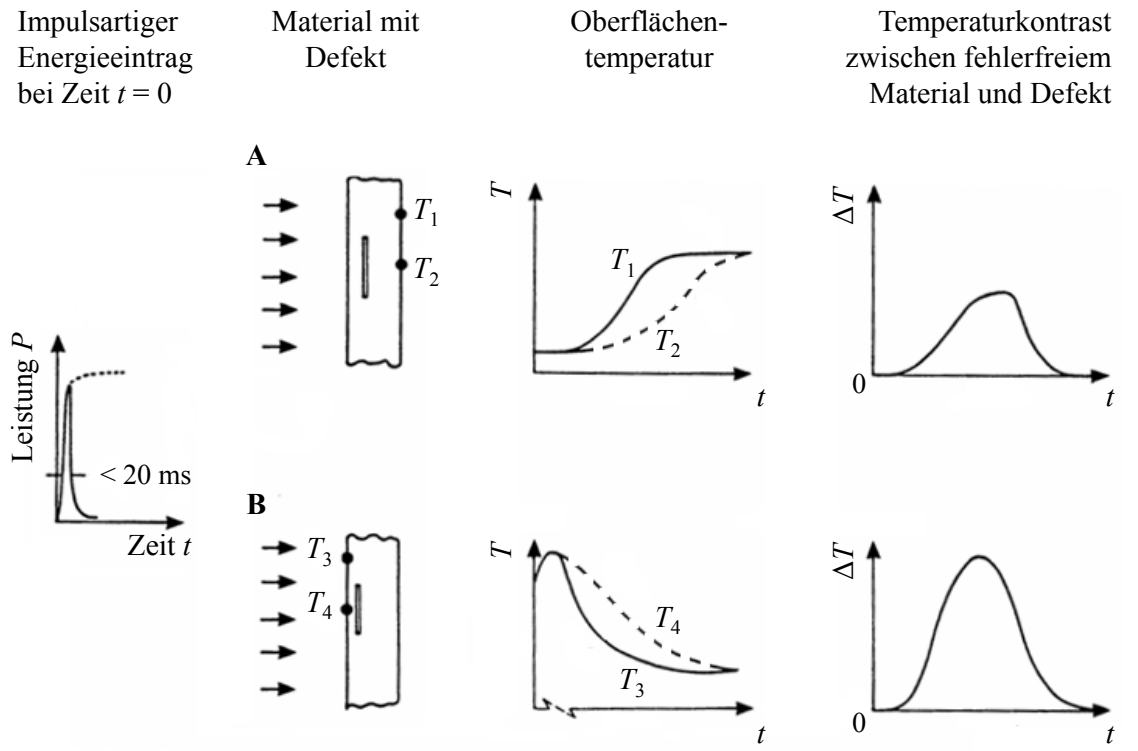


Abbildung 2.8.: **A**: Schematischer Ablauf der Puls Thermografie in Transmission;
B: Schematischer Ablauf der Puls Thermografie in Reflexion[97]

[96] Vgl. Siemer 2010, S. 10–11
[97] In Anlehnung an Cawley 2006, S. 2

Bei der *Transmissionsanordnung* sind Kamera und Anregungsquelle auf gegenüberliegenden Seiten der Probe positioniert. Somit können direkte Messungen der Temperaturleitfähigkeit durch das Prüfobjekt realisiert werden, welche sich leicht auswerten lassen. Aufgrund der Dämpfung wird bei größeren Probendicken allerdings nur ein geringer Temperaturkontrast erzielt. Hingegen befinden sich bei der *Reflexionsanordnung* Kamera und Anregungsquelle auf der gleichen Probenseite. Dabei wird die Zeitdauer der Temperaturausgleichsvorgänge ermittelt.

Infolge der Eigenschaften aus Tab. 2.10 besitzen beide Methoden ihre Daseinsberechtigung und sind für spezifische Aufgaben geeignet. In der Prüfpraxis wird oft die Reflexionsanordnung verlangt, da mit ihr einseitige Messmöglichkeiten (Engl.: Single Sided) gegeben sind. Dies ist speziell bei einseitigen Fügeverfahren oder beschränkter Zugänglichkeit aufgrund komplexer Baugruppen nachvollziehbar.

Tabelle 2.10.: Eigenschaften von Transmissions- und Reflexionsanordnung

Transmission	**Reflexion**
• Direkte Messungen möglich	• Indirekt (Messung Ausgleichszeit)
• Sensitiv für tiefe Fehler / Materialparameter	• Sensitiv für oberflächennahe Fehler
• Zweiseitige Zugänglichkeit notwendig	• Einseitige Zugänglichkeit
+ Keine störenden Reflexionen der Anregung	− Störung durch Anregungsquelle
+ Größere Tiefenreichweite	+ An komplexen Strukturen möglich
− Keine tiefenaufgelöste Darstellung	+ Tiefeninformationen bestimmbar
− Bei dicken Proben nicht möglich	
− Geringerer Temperaturkontrast	

Signalform der Anregung

Bezüglich zeitlicher Analyse der Wärmeeinbringung sind drei grundlegende Prinzipien zu unterscheiden. Zunächst die transiente Thermografie, bei der die Ausgleichsvorgänge in einer vorher gleichmäßig im Vergleich zur Umgebung erwärmten oder abgekühlten Probe betrachtet werden. Dafür ist die Wärmeeinbringung bzw. Abkühlung über eine längere Zeit in einem Ofen oder Kühlschrank möglich, was einer Stufenanregung entspricht.

Eine andere Variante stellt die pulsartige Anregung, etwa mit einer Blitzlampe dar. Durch die kurze Anregungsdauer eignet sich die Methode gut für hohe Prüfraten.

Als drittes Prinzip ist eine periodische Amplitudenmodulation möglich, bei der die Oberflächentemperatur simultan mit der Anregung aufgezeichnet wird. Dazu wird der eingeschwungene Zustand über den kompletten Beobachtungszeitraum angestrebt. Der zyklisch pulsierende Energieeintrag hat meist eine Sinusform. Die sich anschließende Auswertung im Frequenzspektrum mittels Fourier Transformation erfolgt bei der Anregungsfrequenz und führt oftmals zu einem verbesserten Messergebnis.[98] Das beschriebene Verfahren ist allgemein besser als Lock-In Thermografie bekannt.

Daneben existieren weitere spezielle Zeitfunktionen, welche im Rahmen dieser Arbeit nicht näher betrachtet werden. Exemplarisch seien Rechteckpuls (Engl.: Burst) und Mehrfrequenzsignal (Engl.: Sweep / Chirp) genannt. Darüber hinaus kann die Anregung mit bewegter Heizquelle (Engl.: Flying Spot) erfolgen.

In Abb. 2.9[99] sind Puls- und Lock-In Technik in Reflexionsanordnung dargestellt. Aufgrund ihrer weiteren Verwendung werden beide Signalformen genauer erläutert.

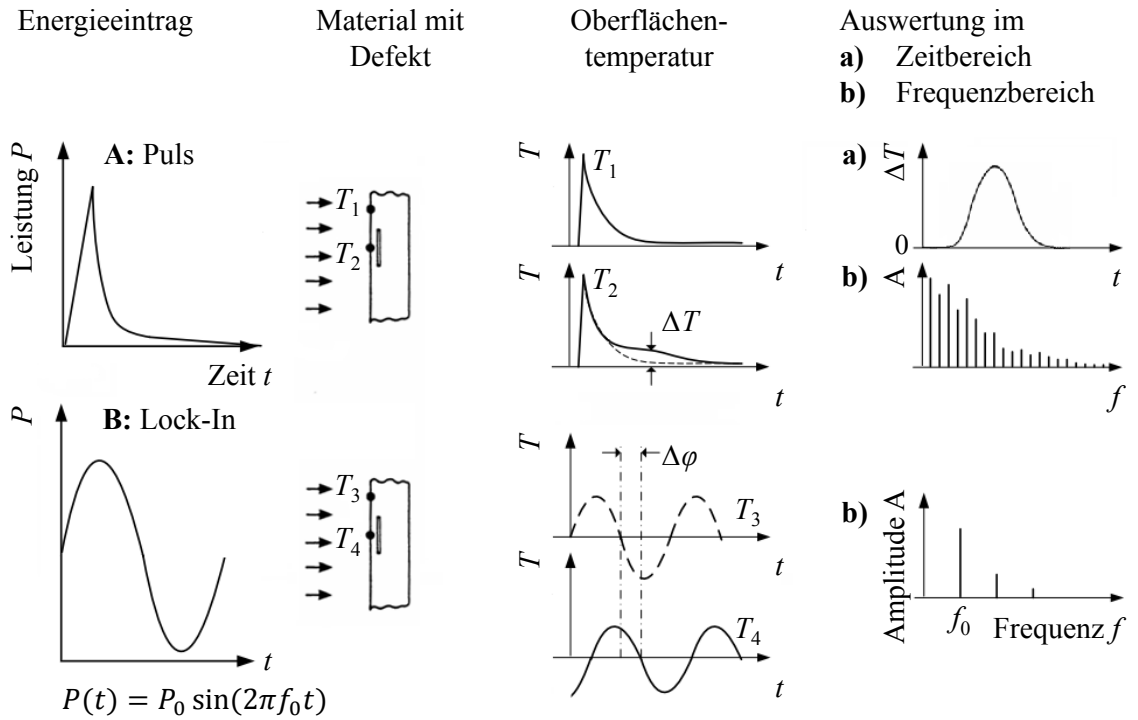


Abbildung 2.9.: **A**: Schematischer Ablauf der Puls- bzw. Puls-Phasen Thermografie;
B: Schematischer Ablauf der Lock-In Thermografie[99]

[98] Siehe beispielsweise Breitenstein u. a. 2010
[99] In Anlehnung an Sekelja 2011, S. 6

Puls

Für die Anregungsform sind eine steile Anstiegsflanke und ein exponentieller Leistungsabfall charakteristisch. Bei der Anregung kommt es zu einer kurzzeitigen Störung des thermischen Gleichgewichtes. Die daraus folgenden Ausgleichsvorgänge spiegeln sich auch in der Oberflächentemperatur wider. Dabei ist es möglich, in Aufheiz- und Beobachtungsphase zu unterteilen. Beispielsweise ist dies bei der Anregung mit Blitzlampen notwendig. Denn nur so lassen sich anregungsseitige Störgrößen unterdrücken und lediglich die Abklingvorgänge messen. Großer Vorteil des Impulses ist die breitbandige Anregung bei kurzen Messzeiten. Allerdings sind die damit verbundenen thermischen Belastungen des Bauteils vergleichsweise hoch. Mit der Methode ist ohne weitere Bildverarbeitung eine schnelle und qualitative Merkmalsextraktion erzielbar.[100]

Wird ein oberflächlicher Energiepuls in das Prüfobjekt eingebracht, breitet er sich mit einer bestimmten Geschwindigkeit im Material aus. Als Grundlage der mathematischen Beschreibung dient die eindimensionale Wärmediffusionsgleichung. Da die analytische Beschreibung des Wärmestromes im Fokus steht, wird im betrachteten Materialbereich von keinen zusätzlichen Wärmequellen ausgegangen. Dies ist unter anderem bei optischer Anregung der Fall, womit $P\,/\,V$ in Gl. (2.12) entfällt. Als Lösung für einen Dirac-artigen Puls beschreibt Gl. (2.13) das orts- und zeitabhängige Temperaturfeld.[101] Dabei muss die Ausgangstemperatur T_0 des Bauteils vor der Prüfung berücksichtigt werden.

$$T\,(z,t) = T_0 + \frac{Q}{e_{\mathrm{th}}\ \sqrt{\pi\ t}}\ \mathrm{e}^{-(z\,/\,\mu^*)^2} \tag{2.13}$$

Der resultierende Temperaturhub bestimmt sich aus der in Wärme umgesetzten Energiemenge Q und der werkstoffspezifischen Wärmeeindringzahl e_{th}. Aufgrund der zeitlichen Abhängigkeit sinkt die Oberflächentemperatur mit $1\,/\,\sqrt{t}$. Mathematisch wird die thermische Eindringtiefe bei Pulsanregung μ^* anhand Gl. (2.14) bestimmt.[102]

$$\mu^* = 2\ \sqrt{a_{\mathrm{th}}\ t} \tag{2.14}$$

Vrana überprüft (2.14) anhand einer praktischen Versuchsreihe. Dazu ermittelt er bei verdeckten Rissen unter einer elektrisch nicht leitfähigen Beschichtung für die von ihm verwendete Anregungsdauer von 100 ms einen geringeren Proportionalitätsfaktor ($\mu^* = 1{,}6\ \sqrt{a_{\mathrm{th}}\ t}$).[103] Umgestellt nach der Zeit t lässt sich aus (2.14) die Beobachtungsdauer bestimmen, bei der ein Fehler in einer bestimmten Tiefe ($z = \mu^*$) noch zu erkennen ist.[104] Ein Viertel des Wertes ergibt hingegen die Zeit, bei der sich ein erster Kontrast ergibt, also ein relativer Signalunterschied zwischen fehlerfreiem Bereich und Defekt.[100]

[100] Vgl. Bauer und Aderhold 2005, S. 7–10
[101] Vgl. Ibarra-Castanedo 2005, S. 11–12
[102] Vgl. Netzelmann u. a. 2002, S. 17
[103] Vgl. Vrana 2008, S. 97–98
[104] Vgl. Maldague 2001, S. 347–352

Lock-In

Bei der als Lock-In bezeichneten Variante wird das thermische Gleichgewicht des Prüfobjektes einer permanenten Veränderung unterzogen. Parallel dazu erfolgt die Aufzeichnung der lokalen thermischen Reaktion an der Bauteiloberfläche. Die periodisch modulierte Anregung ist theoretisch in Rechteck- oder Sägezahnform möglich. Diese Arten besitzen jedoch nur geringe Praxisrelevanz. Meist wird ein Sinussignal verwendet, da sich das resultierende Temperaturprofil optimal mit der Fourier Transformation auswerten lässt.

Unter den Stetigkeitsbedingungen der eindimensionalen Wärmeleitung kann das Verhalten einer stark gedämpften Welle angenommen werden. Das entsprechende Modell gilt für einen Körper, dessen Oberfläche eine sinusförmige Temperaturmodulation mit der Frequenz $\omega = 2\pi f$ erfährt. Aufgrund dieser Anregung breitet sich die *thermische Welle* ins Innere des Körpers bzw. in z-Richtung aus. Der mathematischen Beschreibung einer solchen Welle mit der Wellenzahl n dient Gl. (2.15).[105] Sie ist allgemein gültig und daher auch auf optische oder akustische Wellen anwendbar.

$$T(z,t) = T_0 \, \mathrm{e}^{\mathrm{i}\,(\omega t - nz)} \tag{2.15}$$

Durch Einsetzen von (2.15) in die Differentialgleichung für eindimensionale Wärmeleitung (2.12) ergibt sich die stationäre und homogene Lösung (2.16) für periodische Modulation. Mit ihr werden zeitlich und räumlich veränderliche Temperaturfelder beschrieben.[105]

$$T(z,t) = T_0 \, \mathrm{e}^{-z\,/\,\mu} \, \mathrm{e}^{\mathrm{i}\,(\omega t - z\,/\,\mu)} \tag{2.16}$$

Die Reichweite thermischer Wellen wird durch Materialeigenschaften begrenzt und hängt laut Gl. (2.17) zusätzlich von der Frequenz des Anregungssignals ab. Die auch als effektive Diffusionslänge μ bekannte Größe beschreibt eine Bauteiltiefe, in der die Amplitude des Wärmepulses auf e^{-1} abgefallen und die Phase um 1 rad bzw. 57 ° verschoben ist.

$$\mu = \sqrt{\frac{2\ a_{\mathrm{th}}}{\omega}} \tag{2.17}$$

An *Grenzflächen* kommt es zu einer Teil- oder sogar Totalreflexion der thermischen Welle. Ausschlaggebend sind die thermischen Materialparameter in den beiden jeweiligen Medien. Der reflektierte sowie der transmittierte Wärmeanteil sind über den thermischen Reflexionskoeffizienten nach Gl. (2.18) bzw. über den Transmissionskoeffizienten nach Gl. (2.19) beschrieben. Sie gelten aber nur für den senkrechten Einfall der Welle am Übergang von einem Material der Effusivität e^1_{th} zu einem Material der Effusivität e^2_{th} bei idealem thermischen Kontakt.[106]

[105] Herleitung siehe Spiessberger 2012, S. 26–29
[106] Vgl. Spiessberger 2012, S. 29–33

In der Realität treten jedoch beim Aufeinanderliegen zweier Oberflächen gewisse Rauigkeiten auf. Entstehende Grenzflächen werden dann nur noch von einzelnen Kontaktpunkten gebildet, die einem Bruchteil der Gesamtfläche entsprechen. Die daraus resultierende Behinderung des Wärmeflusses wird mathematisch mit dem thermischen Kontaktwiderstand beschrieben. Liegt er vor, sind reflektierte und transmittierte Welle zueinander phasenverschoben. Damit nimmt der Reflexionskoeffizient einen komplexen Charakter an.[107]

$$\mathrm{R_{th}} = \frac{e^1_{\mathrm{th}} - e^2_{\mathrm{th}}}{e^1_{\mathrm{th}} + e^2_{\mathrm{th}}} \tag{2.18}$$

$$\mathrm{T_{th}} = \frac{2\ e^1_{\mathrm{th}}}{e^1_{\mathrm{th}} + e^2_{\mathrm{th}}} \tag{2.19}$$

Zu den Grenzflächendefekten in Schichtwerkstoffen zählen unter anderem Haftungsverluste und Delaminationen. Sie verursachen sehr hohe Kontaktwiderstände, welche zu Reflexionskoeffizienten nahe Eins führen. Somit entspricht dies fast einer Totalreflexion.[108]

Werden defektselektive Quellen (bspw. Ultraschallanregung, Induktionsanregung als Volumenheizung) eingesetzt, geht die Wärmeerzeugung direkt von der Fehlstelle aus und es finden keine Interferenzen an der Oberfläche statt. Infolge der Dämpfung nimmt die Temperaturamplitude exponentiell ab und (2.16) vereinfacht sich zu Gl. (2.20).[109]

$$T\,(z) = T_0\ \mathrm{e}^{-z\,/\,\mu} \tag{2.20}$$

In Tab. 2.11 werden die spezifischen Eigenschaften der beiden vorgestellten Signalformen noch einmal grundsätzlich miteinander verglichen.

Tabelle 2.11.: Eigenschaften von Puls- und Lock-In Thermografie

Puls Thermografie	**Lock-In Thermografie**
• Kurzzeitige Anregung (impulsartig)	• Modulierte Anregung (oft sinusförmig)
• Qualitativer Fehlernachweis	• Quantitativer Fehlernachweis möglich
+ Kurze Messzeiten (wenige Sekunden)	− Lange Messzeiten (mehrere Minuten)
+ Breitbandig	− Monofrequent
− Eingeschränkte Tiefeninformationen	+ Tiefenlage von Fehlern bestimmbar
− Starke Erhöhung der Objekttemperatur	+ Niedrigere thermische Belastungen

[107] Vgl. Spiessberger 2012, S. 29–33
[108] Vgl. Wu 1996, S. 45–47
[109] Vgl. Riegert 2007, S. 21–24, S. 111

Auswertung

Basierend auf den Methoden der Bild- und Signalverarbeitung existieren eine Reihe von Algorithmen, welche sich auch für die Auswertung thermografischer Aufnahmen eignen. Durch die nachträgliche Bearbeitung der Rohdaten wird eine Verbesserung des SNR und eine Optimierung der Ortsauflösung angestrebt.[110] Grundsätzlich lassen sich die Algorithmen in zwei Gruppen einteilen. Bei den physikalisch motivierten Techniken werden die Originaldaten im zeitlichen Kontext verarbeitet. Weiterhin existieren heuristische Ansätze, die zu einer Transformation der thermischen Informationen führen. Beide Prinzipien nutzen die Reduktion auf einzelne informationstragende Bilder zur Verringerung der Datenmenge. Einen methodischen Überblick zu typischen Algorithmen liefert Tab. 2.12. Neben den dort genannten werden aber auch immer wieder neue Verfahren entwickelt.[111]

Tabelle 2.12.: Gebräuchliche Auswertungsalgorithmen für Thermografiesequenzen

Verarbeitung im Zeitbereich	**Datentransformation**
• Differenzfilm	• Diskrete Fourier Transformation (DFT)
• Zeitliche und örtliche Normierung[112]	• Nonnegative Matrix Factorization[112]
• Polynomfit[113]	• Diskriminanzanalyse[114]
• Thermographic Signal Reconstruction[115]	• Hauptkomponentenanalyse[116]

Es wird genauer auf den Differenzfilm und die Diskrete Fourier Transformation (DFT) eingegangen. Sie finden Anwendung im praktischen Teil der Arbeit und werden zur Nachbearbeitung der thermografischen Rohdaten genutzt. Beide Algorithmen zählen zu den gebräuchlichen Verfahren und sind in kommerziellen Softwarepaketen verfügbar.

Differenzfilm

Diese simple Form der Datenaufbereitung ist für die Puls Thermografie weit verbreitet. Dabei wird ein so genanntes Nullbild von jedem Bild der gesamten Sequenz abgezogen. In dieser Arbeit findet dafür das erste Bild der Aufnahme Verwendung, welches noch vor Anregungsbeginn aufgezeichnet wird. Hierzu sollte sich die Probe im thermischen Gleichgewicht mit der Umgebung befinden. Der Differenzfilm ermöglicht die sehr einfache

[110] Vgl. Maierhofer u. a. 2012, S. 7
[111] Siehe beispielsweise Lugin 2007 oder He u. a. 2012b
[112] Siehe beispielsweise Zubert u. a. 2010
[113] Siehe beispielsweise Götschel u. a. 2012
[114] Siehe beispielsweise Bautze u. a. 2011
[115] Siehe beispielsweise Shepard 2010
[116] Siehe beispielsweise Marinetti u. a. 2004 oder Albendea u. a. 2010

Unterdrückung statischer Störeinflüsse wie unterschiedliche Emissionsgrade oder permanente Reflexionen. Dies führt wiederum zur optisch verstärkten Darstellung des Kontrastes zwischen fehlerfreiem Bereich und Defekt.

Diskrete Fourier Transformation

Mit dem Algorithmus ist es möglich, für ein diskretes Signal den Frequenzgehalt anhand gewichteter harmonischer Funktionen zu bestimmen. Dazu werden die von der Thermografiekamera zu äquidistanten Zeitpunkten aufgezeichneten Rohdaten auf ein diskretes, periodisches Frequenzspektrum abgebildet. Die Analyse bietet sich besonders für den sinusförmigen Verlauf des Lock-In Signals an, kann aber auch bei der Pulsanregung verwendet werden. In diesem Fall wird von der Puls-Phasen Thermografie (PPT) gesprochen. Grundlage bildet die Transformationsgleichung (2.21) von J. B. Fourier (1768 - 1830), welche für zeitkontinuierliche Signale $x\,(t)$ gilt.

$$X\,(f) = \int_{-\infty}^{\infty} x\,(t)\ \mathrm{e}^{-\mathrm{i}2\pi f t}\ dt \tag{2.21}$$

Bei der Transformation in ein zeitdiskretes Signal ist das *Nyquist-Shannon-Abtasttheorem* zu beachten. Nach diesem muss ein bandbegrenztes Signal mit mehr als dem Doppelten der maximal auftretenden Frequenzkomponente abgetastet werden. Nur dann besteht die Möglichkeit, daraus wieder das Ursprungssignal exakt zu rekonstruieren. Das zeitdiskrete Signal der Transformation zeigt (2.22). Dabei wird das Integral durch die Summe approximiert, die Funktion $x\,(t)$ durch die entsprechenden Abtastwerte $x\,(n\ \Delta t)$ ersetzt und das Differential mit dem Abtastintervall Δt substituiert. Messquant Δt ergibt sich aus dem Reziprok der Kamera-Bildwiederholrate f_k, welcher den zeitlichen Abstand zwischen zwei benachbarten Samples charakterisiert.[117]

$$X_s\,(f) = \sum_{n=-N\,/\,2}^{N\,/\,2} x\,(n\ \Delta t)\ \mathrm{e}^{-\mathrm{i}2\pi f n \Delta t}\ \Delta t \tag{2.22}$$

Das Produkt aus Bildwiederholrate und Perioden- (Lock-In) bzw. Gesamtsignaldauer (Puls) definiert ein endliches Intervall, welches K Frequenzstellen mit linear unabhängigen Funktionswerten aufweist.[118] Nach (2.23) lassen sich somit die äquidistanten Frequenzstellen bestimmen, welche ausgewertet werden.

$$f = 0, \frac{f_k}{K}, 2\ \frac{f_k}{K}, 3\ \frac{f_k}{K}, \ldots, (K-1)\ \frac{f_k}{K} \tag{2.23}$$

Infolge der getroffenen Festlegungen ergibt sich Analysegleichung (2.24), welche der allgemein gültigen Definition der DFT entspricht.[117] Sie liefert einen komplexen Wert. In

[117] Vgl. Thiel 2005, S. 4–5

[118] Zu Lock-In siehe Wu 1996 und zu Puls siehe Maldague 2001 oder Ibarra-Castanedo 2005

trigonometrischer Darstellung repräsentiert der Realteil die Kosinus- und der Imaginärteil die Sinusschwingung der dazugehörigen Signalfrequenz.

$$X_o = \sum_{n=0}^{K-1} x\,(n)\ \mathrm{e}^{-\mathrm{i}2\pi o\,/\,K} = Re\,\{X_o\} + \mathrm{i}\ Im\,\{X_o\}\Big|_{o=0,1,2,3,\ldots,K-1} \tag{2.24}$$

Darauf basierend können die Amplituden- (2.25) und Phaseninformationen (2.26) für jeden einzelnen Pixel berechnet und zu einem Gesamtbild zusammengesetzt werden.

$$\mathrm{A} = \sqrt{\mathrm{Re}^2\,\{X_o\} + \mathrm{Im}^2\,\{X_o\})} \tag{2.25}$$

$$\varphi = \arctan\left(\frac{\mathrm{Im}\,\{X_o\}}{\mathrm{Re}\,\{X_o\}}\right) \tag{2.26}$$

In den berechneten Amplitudenbildern sind die Temperaturinformationen der kompletten Aufnahmedauer enthalten. Daraus resultiert die Unterdrückung zeitlich konstanter Störstrahlung. Die Phasenbilder hingegen charakterisieren das zeitliche Ausbreitungsverhalten der thermischen Welle. Die visualisierte Phasenverschiebung ist das Ergebnis von Anregungssignal und Phasenverschiebung der thermischen Antwort an der Probenoberfläche. Der Winkel φ beschreibt die Interferenz von unterschiedlichen Zeitpunkten der Nulldurchgänge beider Sinuswellen im Bogen- oder Gradmaß. Die Werte lassen sich über $\varphi\,/\,2\pi f$ in Laufzeiten umrechnen. Neben der Vernachlässigung konstanter Wärmestrahlungsquellen ergeben sich in den Phasenbildern aufgrund der Quotientenbildung weitere Vorteile. Beispielsweise sind eine inhomogene Anregung, Oberflächentopografien sowie unterschiedliche Absorptions- bzw. Emissionsgrade in gewissen Grenzen ausgleichbar. Weiterhin verbessert sich das SNR. Der Phasenversatz zwischen Anregungssignal und thermischer Antwort lässt sich nach Gl. (2.27) berechnen. Treten keine Interferenzen auf, ergibt sich an der Oberfläche ($z = 0$) ein Winkel von $-\pi\,/\,4$ bzw. $-45\,°$.[119]

$$\varphi = -\frac{z}{\mu} - \frac{\pi}{4} \tag{2.27}$$

Zusätzlich beobachtet Wu, dass die Phaseninformation eine größere Tiefenreichweite als die Amplitude besitzt. Die genauen Werte sind jedoch von der Anregungsmethodik und dem Material abhängig.[120] Hierbei lässt sich die Optische Lock-In Thermografie (OLT) mit einer Oberflächenheizung vergleichen. Für eine Bauteiltiefe z unterscheidet sich die Amplitude der thermischen Welle nur im Bereich $z\,/\,\mu < 1$ wesentlich von Null. Ergibt das Verhältnis Eins, entspricht dies der maximalen Tiefenreichweite der Amplitudenbilder. Für die Phaseninformationen ermittelt Riegert grafisch einen Wert von $1{,}55\mu$. Bei der Ultraschall Lock-In Thermografie (ULT) handelt es sich hingegen um eine defektselektive Volumenheizung. Die Temperaturerhöhung wird am Defekt selbst generiert und muss nur den einfachen Weg zur Bauteiloberfläche nehmen. Daher erzielt die Technik

[119] Vgl. Wu 1996, S. 52–55, S. 120–121 und Spiessberger 2012, S. 26–29
[120] Vgl. Wu 1996, S. 52–55, S. 120–121

auch größere Tiefenreichweiten. Bei Betrachtung der Induktiven Lock-In Thermografie (ILT) muss zusätzlich der Skin-Effekt δ_s berücksichtigt werden. Seine Abhängigkeit zu Materialparametern und Induktionsfrequenz zeigt Gl. (2.49). Die variierbare Heiztiefe hat Auswirkungen auf die Tiefenreichweite des Phasenbildes. Entspricht die Wirbelstromeindringtiefe der thermischen ($\delta_s \,/\, \mu = 1$), beträgt die maximale Tiefenreichweite der Phase bis zum Doppelten der Amplitude. Hierfür misst Riegert maximal 2,15μ. Im Falle der defektselektiven Induktionsanregung sind sogar noch größere Werte möglich.[121]

Für die Puls-Phasen Thermografie (PPT) sind ähnliche Gesetzmäßigkeiten wie bei Lock-In annehmbar. Unterschiede ergeben sich hinsichtlich der informationstragenden Bilder. Da bei der Lock-In Thermografie mit einem definierten Sinussignal angeregt wird, beinhaltet diese Frequenz des Bildbereiches auch den Großteil an tiefenspezifischen Informationen. Im Falle der PPT wird hingegen multifrequent angeregt. Die Signaturen, welche innerhalb der thermischen Eindringtiefe liegen, überlagern sich im resultierenden Phasenbild.[122]

2.2.4. Optische Lock-In Thermografie

Es wird genauer auf die OLT eingegangen, da sie für diese Arbeit ein Referenzverfahren darstellt. Dabei dienen Halogenstrahler als Anregungsquelle, welche Anteile aus dem sichtbaren bis infraroten Strahlungsspektrum enthalten. Sie werden mit einem sinusförmigen Signal moduliert. Vor den Strahlern befindliche Filterscheiben aus Silikat- oder Plexiglas minimieren den anregungsseitigen Infrarotbeitrag. Da das Verfahren für Reflexionsanordnung ausgelegt ist, würde sich dieser Strahlungsanteil mit dem Antwortsignal überdecken und zu Störungen führen.

Die Oberfläche des angestrahlten Bauteils absorbiert die auftreffende Strahlung und erwärmt sich periodisch. Gleichzeitig breitet sich eine Wärmewelle im Material aus. An Grenzflächen wie Inhomogenitäten und Materialdefekten wird sie reflektiert. Somit ergibt sich ein temporäres Temperaturmuster an der Bauteiloberfläche. Mit der Temperatur nimmt auch die emittierte Infrarotstrahlung zu. Wird diese kontinuierlich mit einer Wärmebildkamera gemessen, bilden sich entsprechende Effekte auch in den Thermografiesequenzen ab. Mittels Fourier Transformation sind diese Informationen aus den Rohdaten auf einzelne Bilder reduzierbar. Zur Auswertung bieten sich die Phaseninformationen an, da in ihnen die genannten Störeinflüsse (siehe S. 43) unterdrückt werden. Gemäß Gl. (2.17) führt eine niedrigere Lock-In Frequenz zu einer größeren thermischen Eindringtiefe. Allerdings muss beachtet werden, dass an tiefer liegenden Fehlstellen ein geringeres SNR auftritt.[123] Dem kann aber mittels Amplitudenerhöhung entgegengewirkt werden.

[121] Vgl. Riegert 2007, S. 23–43
[122] Vgl. Maldague 2001, S. 412 und Maierhofer u. a. 2014, S. 7–9
[123] Vgl. Kochan 2011, S. 87–88

Der prinzipielle Messaufbau für OLT ist in Abb. 2.10[124] dargestellt. Für aussagekräftige Prüfergebnisse sind jedoch einige Randbedingungen zu beachten. Neben den notwendigen Filtern ist ein quasi-stationärer Zustand anzustreben, bei dem das Bauteil nur noch eine periodische Temperaturänderung erfährt und kein weiterer Anstieg der mittleren Temperatur erfolgt. Dies ist mittels Einschwingperioden erreichbar, denen das Bauteil vor der eigentlichen Messung ausgesetzt wird. Somit ergibt sich eine konstante Phasenverschiebung. Aufgrund von Überbelichtungen des Detektors oder periodischen Reflexionen (bspw. infolge erwärmter Filterscheiben) können trotzdem Verfälschungen auftreten.[125]

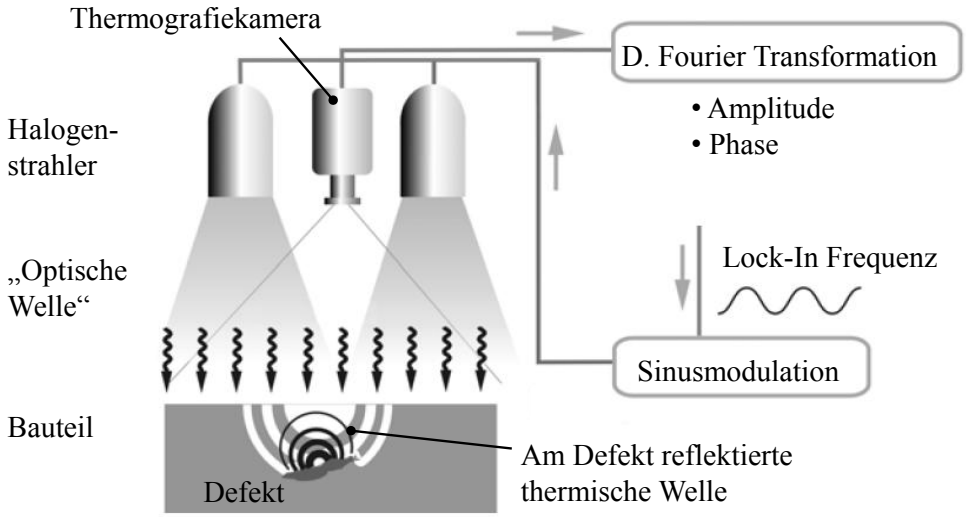


Abbildung 2.10.: Prinzipskizze der optischen Lock-In Thermografie[124]

Weiterhin muss bei der Auswertung von Phasenbildern die Blindfrequenz beachtet werden. Sie existiert für eine bestimmte Tiefe bei gegebener Bauteildicke genau einmal. Mit ihr wird die Frequenz bezeichnet, bei der Fehler und intaktes Material die gleiche Phasenverschiebung aufweisen. Ursache dafür ist die Phasenumkehr. Somit kann bei ihrer zufälligen Nutzung ein Defekt leicht unterschätzt werden oder sogar unerkannt bleiben.[126] Um die Blindfrequenz zu vermeiden, wird für die Prüfpraxis empfohlen, mehrere Messungen mit unterschiedlichen Lock-In Frequenzen durchzuführen. Die Vorgehensweise vervielfacht zwar den zeitlichen Aufwand, allerdings bleibt der apparative Umfang gleich. Dafür steigen Trennschärfe und Aussagesicherheit der Messergebnisse stark an, da über mehrere Phasenbilder zusätzlich die Fehlertiefenlage eingrenzbar ist.[127] Jedoch eignet sich die optische Thermografie nicht für jedes Prüfproblem. Deshalb wird als Alternative die Induktionsanregung fokussiert, deren Grundlagen dem Verständnis halber zunächst erläutert sind.

[124] In Anlehnung an Dillenz und Spiessberger 2013, S. 6
[125] Vgl. Gleiter 2011, S. 35–39
[126] Vgl. Zöcke 2009, S. 25–27
[127] Vgl. Spiessberger 2012, S. 49–50, S. 79–80

2.3. Theoretische Grundlagen der Induktionserwärmung

Im folgenden Abschnitt erfolgt primär die Betrachtung des Erwärmungsprozesses infolge Induktionsanregung. Dazu wird in einem ersten Schritt auf die Herleitung der parabolischen Differentialgleichungen aus den Maxwell'schen Gleichungen eingegangen. Mit diesen Diffusionsgleichungen lässt sich für den quasistationären Fall die elektromagnetische Feldverteilung mathematisch beschreiben. Daraufhin werden die beiden Stromverdrängungseffekte erläutert - der Skin- und der Proximity-Effekt. Für die weitere Betrachtung der thermischen Vorgänge ist vor allem der erste Effekt relevant. Er wird anhand der Felddiffusion im Halbraum detailliert beschrieben. Anschließend erfolgt die explizite Auseinandersetzung mit den bei Induktion auftretenden thermischen Effekten. Dazu zählen Wirbelstrom-, Hysterese- und Dielektrische Verluste. Sie werden erst einzeln und dann aufgrund ihres kombinierten Auftretens speziell für ferromagnetische Materialien und CFK betrachtet.

Das Prinzip der induktiven Erwärmung eines Bauteils durch eine, von mittel- oder hochfrequenten Strömen durchflossene Spule ist in Abb. 2.11[128] dargestellt. Notwendige Voraussetzung ist dabei die elektrische Leitfähigkeit des Prüfobjektes. Es sind drei Einzelschritte mit den dabei gültigen Gesetzmäßigkeiten dargestellt. Sie dienen einer mathematischen Beschreibung der induktiven Vorgänge und werden auf den nächsten Seiten erläutert.

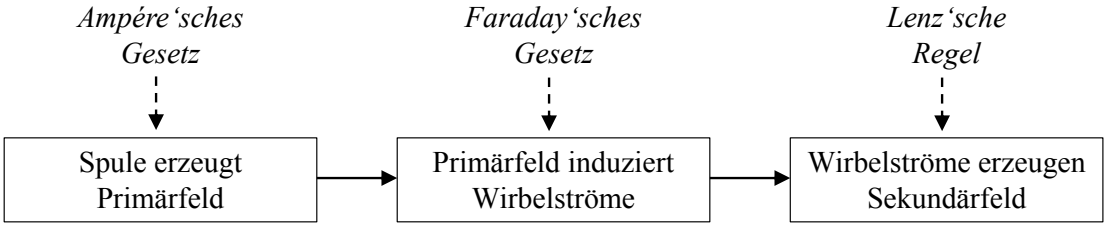


Abbildung 2.11.: Induktionsprinzip mit geltenden Gesetzmäßigkeiten[128]

Die Induktionserwärmung stellt ein gekoppelt elektromagnetisch-thermisches Problem dar. Für den Frequenzbereich von einigen Hertz bis etwa zehn Megahertz können Diffusionsgleichungen genutzt werden, um elektromagnetische Felder analytisch zu beschreiben. Die verwendeten Induktionsgeneratoren arbeiten in diesem Band. Darunter werden statische Bedingungen zur Lösungsfindung angenommen und im höherfrequenten Bereich finden Wellengleichungen Verwendung.[129] Der mathematischen Beschreibung dienen die

[128] In Anlehnung an Li 2012, S. 64
[129] Vgl. Vrana 2008, S. 21–24

vier *Maxwell'schen Gleichungen*. Sie bilden ein System von linearen partiellen Differentialgleichungen erster Ordnung und gelten als Grundsäulen der Elektrodynamik.

2.3.1. Maxwell-Gleichungen

Durch die magnetische Spannung wird ein Magnetfeld erzeugt, dem die magnetische Feldstärke $\vec{H}$ punktuell Stärke und Richtung zuordnet. Hierbei bildet es die Ursache für die magnetische Flussdichte $\vec{B}$, welche ein Maß der Kraftwirkung darstellt. Für elektrische Felder ist dies analog durch die elektrische Feldstärke $\vec{E}$ und die Verschiebungsdichte bzw. elektrische Flussdichte $\vec{D}$ gegeben.

Das *Gauß'sche Gesetz* für Magnetfelder (2.28) formuliert die Quellenfreiheit des magnetischen Feldes, weshalb keine magnetischen Monopole auftreten können.

$$\operatorname{div} \vec{B} = 0 \tag{2.28}$$

Das *Faraday'sche Gesetz* (2.29) wird auch als Induktionsgesetz bezeichnet. Danach erzeugt eine Änderung des magnetischen Flusses, beispielsweise ein sich zeitlich änderndes Magnetfeld, in leitfähigen Materialien ein elektrisches Wirbelfeld.

$$\operatorname{rot} \vec{E} = -\frac{\partial \vec{B}}{\partial t} \tag{2.29}$$

Die beiden genannten Gesetze werden auch als homogen bezeichnet, während in den folgenden Maxwell-Gleichungen die Raumladungsdichte ρ^* und die elektrische Stromdichte $\vec{J}$ als Inhomogenitäten auftreten. Das *zweite Gauß'sche Gesetz* (2.30) definiert die Ladungsdichte als Quelle des elektrischen Feldes.

$$\operatorname{div} \vec{D} = \rho^* \tag{2.30}$$

Das *Ampére'sche Gesetz* (2.31) wird auch als erweiterter Durchflutungssatz bezeichnet. In ihm wird die Erzeugung eines magnetischen Wirbelfeldes durch sich zeitlich ändernde elektrische Felder beschrieben. Diese resultieren aus der Stromdichte durch freie Ladungsträger $\vec{J}$ und der Verschiebungsstromdichte $\partial \vec{D} \,/\, \partial t$.

$$\operatorname{rot} \vec{H} = \vec{J} + \frac{\partial \vec{D}}{\partial t} \tag{2.31}$$

Sowohl elektrische als auch magnetische Felder werden mittels *Feldlinien* verdeutlicht. Diese schneiden sich nicht und sind im Bereich der größten Kraft am dichtesten. Magnetische Feldlinien sind in sich geschlossen und besitzen weder Anfang noch Ende. Dem entsprechend sind magnetische Felder stets Wirbelfelder. Elektrische Feldlinien hingegen

beginnen auf positiven und enden auf negativen Ladungen. Somit gehören elektrische Felder zur Familie der wirbelfreien Quellenfelder.

Materialgleichungen

Unter der Berücksichtigung von Materie sind die Maxwell-Gleichungen um entsprechende Parameter zu erweitern. Dazu werden die folgenden Materialgleichungen verwendet, welche für Werkstoffe mit linearen Eigenschaften gelten. Sie liefern einen Zusammenhang zwischen Feldstärke und zugeordnetem Fluss anhand spezifischer Materialparameter.

$$\vec{B} = \mu_p \, \vec{H} \qquad = \mu_0 \, \mu_r \, \vec{H} \tag{2.32}$$

$$\vec{D} = \varepsilon_p \, \vec{E} \qquad = \varepsilon_0 \, \varepsilon_r \, \vec{E} \tag{2.33}$$

$$\vec{J} = \sigma_k \, \vec{E} \qquad = \frac{1}{\rho_r} \, \vec{E} \tag{2.34}$$

Im Vakuum sind magnetische Flussdichte und Feldstärke über die magnetische Feldkonstante $\mu_0 \approx 4\pi{\cdot}10^{-7}\,\mathrm{V\,s/(A\,m)}$ (absolute Permeabilität) in Beziehung zueinander gesetzt. Die Magnetisierung von Materie kann den Wert der Flussdichte stark erhöhen. Dies wird durch den Zusatz der stoffspezifischen Permeabilitätszahl μ_r (relative Permeabilität) in Gl. (2.32) berücksichtigt. Während Luft und Stoffe ohne Ferromagnetismus eine relative Permeabilität um Eins besitzen, kann der Wert bei ferromagnetischen Materialien stark steigen. Für unlegiertes Eisen beträgt er bis zu 6000, für magnetische Ferrite über 10 000 und für Eisen-Nickel-Legierungen im Höchstfall sogar 300 000.[130] Das Produkt aus absoluter und relativer Permeabilität liefert die magnetische Leitfähigkeit μ_p (Permeabilität).

Verschiebungsdichte und elektrische Feldstärke sind im Vakuum über die elektrische Feldkonstante $\varepsilon_0 \approx 8{,}85{\cdot}10^{-12}\,\mathrm{A\,s/(V\,m)}$ (Permittivität des Vakuums) miteinander verknüpft. Als stoffspezifische Größe dient die relative Permittivität ε_r. Das Produkt aus beiden ergibt nach Gl. (2.33) die Permittivität ε_p. Im Fall örtlich konstanter elektrischer Leitfähigkeit σ_k (Konduktivität) bzw. spezifischem elektrischen Widerstand ρ_r (Resistivität) gilt das Gesetz von Ohm (2.34).

Magneto-Quasistatik

Nach ihrer zeitlichen Ausprägung können elektromagnetische Felder in langsam oder schnell veränderlich unterschieden werden. Für Induktionsgeneratoren liegen typische Frequenzen im Bereich von ein bis fünfhundert Kilohertz. Dabei ist gemäß (2.35) die Induktionsfrequenz f_i der Feldvariation sehr viel kleiner als die Laufzeit des Lichts c_0 entlang der

[130] Vgl. Stegemann 2010, S. 17

typischen Bauteildicke d.[131] Deshalb handelt es sich um zeitlich langsam veränderliche Felder, für die eine quasistatische Näherung angenommen werden kann. In der Quasistatik werden die elektromagnetischen Wellen vernachlässigt. Die Annahmen beruhen hingegen auf einem elektrischen Feld, welches gleichmäßig variiert.

$$f_i \ll \frac{c_0}{d} \tag{2.35}$$

Durch die dabei mögliche Vernachlässigung der magnetischen Induktion (Elektro-Quasistatik) oder des elektrischen Verschiebungsstroms (Magneto-Quasistatik) vereinfachen sich die Maxwell'schen Gleichungen. Anschaulich dargestellt wird das durch Einsetzen der Materialgleichungen (2.33) und (2.34) in das Ampére'sche Gesetz (2.31).

$$\operatorname{rot} \vec{H} = \sigma_k \, \vec{E} + \varepsilon_p \, \frac{\partial \vec{E}}{\partial t} \tag{2.36}$$

Es resultiert der umgeformte Durchflutungssatz (2.36) mit dem induzierten Leitungsstrom $\sigma_k \, \vec{E}$ sowie dem Verschiebestrom $\varepsilon_p \, \partial \vec{E} \, / \, \partial t$. An metallischen Werkstoffen, welche gute elektrische Leiter sind, ist die Leitungsstromdichte um ein Vielfaches höher und der Effekt dominant. In diesem Fall kann der zweite Anteil vernachlässigt werden. Aufgrund der induzierten Ringspannungen treten an CFK beide Stromarten auf (siehe auch S. 55–60). In den elektrisch leitfähigen Fasern und ihren gegenseitigen Kontaktpunkten fließen Leitungsströme.[132] Das Harz zwischen den Fasern fungiert hingegen als Dielektrikum mit endlichem kapazitiven Widerstand. Daher kommt es bei genügend hohen Frequenzen zu Verschiebeströmen. In Konsequenz bilden sich auch geschlossene Stromschleifen senkrecht zum ursächlichen Magnetfeld aus.[133] Allerdings unterstellt Mook dabei Induktionsfrequenzen, die größer als 500 kHz sind.[134]

Die hier verwendeten Induktionsfrequenzen liegen unterhalb dieser Grenze. Deshalb wird sowohl für homogene Werkstoffe wie Metalle als auch für inhomogene wie CFK der vereinfachte Fall der Magneto-Quasistatik gemäß Gl. (2.37) angenommen. Somit ist die zeitliche Änderung des elektrischen Feldes vernachlässigbar und die Effekte der magnetischen Flussdichte dominieren.

$$\operatorname{rot} \vec{H} \approx \sigma_k \, \vec{E} \tag{2.37}$$

Weiterhin werden für (2.32) bis (2.34) ortsunabhängige Materialgrößen angenommen. Aus (2.30) und (2.33) resultiert bei Nichtvorhandensein freier Ladungen Gl. (2.38).

$$\operatorname{div} \vec{E} = 0 \tag{2.38}$$

[131] Vgl. Vrana 2008, S. 21–24
[132] Vgl. Riegert 2007, S. 29–30, S. 59–61
[133] Vgl. Niederstadt 1985, S. 83
[134] Vgl. Mook 2001, S. 1

Diffusionsgleichung für magnetische Felder

Um die von einem Magnetfeld induzierte Stromdichte beschreiben zu können, bedarf es einer entsprechenden Differentialgleichung. Dazu wird das bei Magnetostatik zeitabhängige Induktionsgesetz (2.29) mit rot erweitert. Durch Verwendung von (2.32) kann $\vec{B}$ umgeformt werden. Daraufhin lässt sich $\operatorname{rot} \vec{H}$ durch den vereinfachten Durchflutungssatz (2.37) der Magneto-Quasistatik ersetzen.

$$\operatorname{rot} \operatorname{rot} \vec{E} = -\frac{\partial}{\partial t} \operatorname{rot} \vec{B} = -\frac{\partial}{\partial t} \mu_p \operatorname{rot} \vec{H} = -\mu_p \sigma_k \frac{\partial \vec{E}}{\partial t} \tag{2.39}$$

Als notwendige Voraussetzung muss zusätzlich Quellfreiheit nach Gl. (2.38) gelten. Somit lässt sich $\operatorname{rot} \operatorname{rot} \vec{E}$ gemäß (2.40) umformen und ist in kartesische Koordinaten übertragbar.[135]

$$\operatorname{rot} \operatorname{rot} \vec{E} = \operatorname{grad} \operatorname{div} \vec{E} - \operatorname{div} \operatorname{grad} \vec{E} = -\operatorname{div} \operatorname{grad} \vec{E} = -\left[\frac{\partial^2 \vec{E}}{\partial x^2} + \frac{\partial^2 \vec{E}}{\partial y^2} + \frac{\partial^2 \vec{E}}{\partial z^2} \right] \tag{2.40}$$

Durch Gleichsetzen von (2.39) und (2.40) ergibt sich die Diffusionsgleichung der elektrischen Feldstärke (2.41).

$$\frac{\partial \vec{E}}{\partial t} = \frac{1}{\mu_p \sigma_k} \left[\frac{\partial^2 \vec{E}}{\partial x^2} + \frac{\partial^2 \vec{E}}{\partial y^2} + \frac{\partial^2 \vec{E}}{\partial z^2} \right] \tag{2.41}$$

Sie stellt eine Differentialgleichung erster Ordnung in der Zeit und zweiter im Ort dar. Aus ihr kann die zeitliche und räumliche Verteilung der elektrischen Feldstärke $\vec{E}$ bestimmt werden. Thermodynamisch handelt es sich um die Beschreibung eines irreversiblen Prozesses, da mit σ_k eine Umwandlung in Wärmeenergie einhergeht, welche nicht gegen Zeitumkehr invariant ist. Durch Einsetzen des Ohm'schen Gesetzes (2.34) in Gl. (2.41) ist darüber hinaus die Diffusionsgleichung der elektrischen Stromdichte (2.42) ableitbar.[135]

$$\frac{\partial \vec{J}}{\partial t} = \frac{1}{\mu_p \sigma_k} \left[\frac{\partial^2 \vec{J}}{\partial x^2} + \frac{\partial^2 \vec{J}}{\partial y^2} + \frac{\partial^2 \vec{J}}{\partial z^2} \right] \tag{2.42}$$

Die beiden Gl. (2.41) und (2.42) stellen wie (2.3) parabolische Differentialgleichungen dar. Auch für die magnetische Feldstärke, die magnetische Flussdichte und das magnetische Vektorpotential existieren solche Vektordiffusionsgleichungen. Sie besitzen die gleiche Form und unterschieden sich lediglich in den Randbedingungen.[135]

[135] Vgl. Vrana 2008, S. 21–24

2.3.2. Koordinatensystem des leitfähigen Halbraums

Die Diffusionsgleichung (2.41) bildet die Berechnungsgrundlage der induktiven Erwärmung. Mit ihr kann die Verteilung der Stromdichte bestimmt werden. Daraus lässt sich wiederum die Wärme infolge Ohm'scher Verluste ermitteln. Dazu wird ein Koordinatensystem des leitfähigen Halbraums nach Abb. 2.12 definiert. Dabei erzeugt der im Induktor fließende Strom I_P das Primärfeld $\vec{H}$. Es ist die Ursache für das elektrische Feld $\vec{E}$ in y-Richtung. Die z-Achse zeigt ins Innere des Leiters. Als notwendige Voraussetzung wird eine konstante Feldstärke auf der Objektoberfläche ($\partial / \partial x = \partial / \partial y = 0$) angenommen (Eindimensionalität).

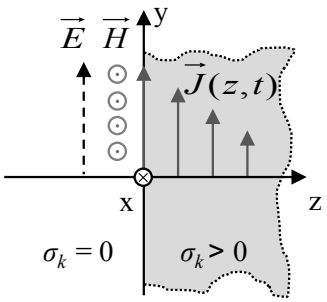


Abbildung 2.12.: Leitfähiger Halbraum

2.3.3. Induktion

Gegeben sei ein ortsfester Drahtring, der durch die Konturlinie ∂A beschrieben ist. Er umfasst die Fläche A, welche senkrecht von den Feldlinien eines alternierenden Magnetfeldes $\vec{B}$ durchströmt wird. Der von der Windung umschlossene magnetische Fluss Φ lässt sich mittels Gl. (2.43) beschreiben.

$$\Phi = \int_A \vec{B} \cdot \mathrm{d}\vec{A} \tag{2.43}$$

Um Induktionsvorgänge in Leiterschleifen global beschreiben zu können, ist die integrale Form des Induktionsgesetzes notwendig. Zur Herleitung dient der *Satz von Stokes* (2.44).

$$\oint_{\partial A} \vec{E} \cdot \mathrm{d}\vec{s} = \int_A \mathrm{rot}\, \vec{E} \cdot \mathrm{d}\vec{A} \tag{2.44}$$

Mit Hilfe des Induktionsgesetzes in differentieller Form (2.29) lässt sich darin das Vektorfeld $\mathrm{rot}\, \vec{E}$ ersetzen. Daraus resultiert die notwendige Integralform (2.45). Sie besagt, dass die zeitliche Änderung des magnetischen Flusses zur Induktion eines elektrischen Feldes $\vec{E}$ in Richtung des Wegelementes $-\mathrm{d}\vec{s}$ führt.[136]

$$\oint_{\partial A} \vec{E} \cdot \mathrm{d}\vec{s} = -\frac{\mathrm{d}}{\mathrm{d}t} \int_A \vec{B} \cdot \mathrm{d}\vec{A} \tag{2.45}$$

[136] Vgl. Küpfmüller u. a. 2013, S. 401–412

Auffällig ist das negative Vorzeichen. Es resultiert aus der *Lenz'schen Regel*. Nach ihr fließt ein induzierter Strom in Gegenrichtung zu seiner Ursache. Damit ist auch das magnetische Sekundärfeld seiner Ursache entgegengerichtet. Wird der geschlossene Stromkreis ∂A an einer beliebigen Stelle unterbrochen, so liegt dort die induzierte Spannung U_i an. Mittels (2.43) ist eine Umformung bezüglich des magnetischen Flusses gegeben. Daraus resultiert die allgemein besser bekannte Form des Induktionsgesetzes (2.46). Für beliebig viele Leiterschleifen ist die Spannung näherungsweise bestimmbar, indem eine Multiplikation mit der Windungszahl N erfolgt.[137]

$$U_i = -N \oint\limits_{\partial A} \vec{E} \cdot \mathrm{d}\vec{s} = -N \frac{\mathrm{d}\Phi}{\mathrm{d}t} \tag{2.46}$$

Induktivität

Um das Induktionsvermögen von Spulen zu quantifizieren, wird die Induktivität L verwendet. Sie beschreibt die Höhe der induzierten Spannung U_i in Bezug auf die zeitliche Änderung des ursächlichen Stromes I_P. Dabei haben Art und Form der Wicklungen sowie des eventuell verwendeten Kernmaterials einen erheblichen Einfluss. Aus der entsprechenden Berechnungsvorschrift (2.47) für Spulen ist dies ersichtlich.

$$L = N^2 \, \mu_p \, \frac{A_{\mathrm{eff}}}{l_{\mathrm{eff}}} = N^2 \, A_L \tag{2.47}$$

Neben der Windungszahl N sind die effektive Querschnittsfläche A_{eff} und die effektive Weglänge l_{eff} des Spulenkerns ausschlaggebend. Zusätzlich geht die vom verwendeten Kernmaterial abhängige Permeabilität μ_p ein. Bei einer Luftspule ist der Draht freitragend oder auf ein unmagnetisches Material aufgewickelt. Findet ein ferromagnetischer Spulenkern Verwendung, kann die Induktivität um mehr als das Tausendfache steigen. Neben der Verstärkungswirkung hat das ferritische Material führenden Charakter auf das Magnetfeld. Die Eigenschaften des Kerns lassen sich mit dem Induktivitätsfaktor A_L beschreiben. In ihm sind geometrische und werkstoffabhängige Größen zusammengefasst.

Stromverdrängungseffekte

Bei den Verdrängungseffekten handelt es sich um widerstandserhöhende Auswirkungen von Wirbelströmen. Sie werden nach der Herkunft des verursachenden Magnetfeldes unterschieden und haben Auswirkungen auf die Stromdichteverteilung. Während beim Skin-Effekt das aus dem Stromfluss resultierende eigene Magnetfeld die Ursache darstellt, sind

[137] Vgl. Küpfmüller u. a. 2013, S. 401–412

es beim Proximity-Effekt externe. Die beiden Effekte bilden die Hauptursache für Verluste, welche bei zeitveränderlichen Strömen auftreten.[138]

Skin-Effekt (Hauteffekt)
Nach der Lenz'schen Regel ist das sekundäre Magnetfeld seiner Ursache entgegengerichtet. Somit ist auch die Eindringtiefe der Wirbelströme begrenzt und es findet eine vermehrte Induktion in oberflächennahen Schichten statt. Der mathematischen Beschreibung des Effektes dient die anschließende Herleitung.

Dazu wird die Diffusionsgleichung für elektrische Felder (2.41) verwendet. Auf ihrer Grundlage ist die Bildung einer allgemeinen Lösung für Differentialgleichungen zweiter Ordnung möglich. Für homogene Materialien beinhaltet sie allerdings zwei unbekannte Vorfaktoren, welche den exponentiellen Abfall des elektrischen Feldes von der Außenfläche des Prüfobjektes ins Körperinnere beschreiben. Unter der Annahme eines halbunendlichen Leiters muss das Feld in seinem Inneren für $z \to \infty$ auf Null abfallen, da eine Umwandlung in Wärme stattfindet. Zusätzlich ist die Feldstärke an der Oberfläche des Leiters vorgegeben. Somit wird die elektrische Feldstärke in komplexer Schreibweise von Gl. (2.48) charakterisiert, wobei sich die Abklingkonstante κ aus (2.49) erklärt.[139] Die Phase des Feldzeigers wird mit ψ bezeichnet. Sie gibt den Phasenwinkel des elektrischen Feldes bezogen auf die Position $\omega t = 0$ an.

$$\vec{E}\,(z,t) = E_0\ \mathrm{e}^{-z\kappa}\ \mathrm{Re}\left\{\mathrm{e}^{\mathrm{i}\,(\omega t - z\kappa + \psi)}\right\} \cdot \vec{e}_x \tag{2.48}$$

Nach Gl. (2.48) nimmt die elektrische Feldstärke ins Innere des leitfähigen Materials (z-Richtung) exponentiell ab. Hierzu wird die Skintiefe δ_s (Engl.: Skin Depth) definiert. Sie beschreibt für elektrische Leiter die Entfernung zur Oberfläche, in der das elektrische Feld auf e^{-1}, also auf 37 % des Ausgangswertes, abgefallen ist. Gleichzeitig geht damit eine Phasenverschiebung von 57 ° einher. Die maximale Eindringtiefe des Feldes beträgt $6\,\delta_s$ ... $8\,\delta_s$.[139] Aus Gl. (2.49) ist ersichtlich, dass die Skin- bzw. Eindringtiefe mit steigender Induktionsfrequenz f_i sinkt. Als Materialkenngrößen gehen magnetische und elektrische Leitfähigkeit μ_p und σ_k des Werkstoffes ein. Daher handelt es sich beim Skin-Effekt, neben der Frequenzabhängigkeit, zusätzlich um eine stoffspezifische Größe.

$$\delta_s = \frac{1}{\kappa} = \sqrt{\frac{2}{2\pi\, f_i\, \mu_p\, \sigma_k}} \tag{2.49}$$

In Abb. 2.13 ist im Frequenzbereich von 1 kHz bis 10 MHz die Eindringtiefe in doppeltlogarithmischer Einteilung für Stahl, Aluminium und CFK mit den Materialparametern der Tab. 2.1 dargestellt. Der Edge- oder Kanteneffekt stellt eine Erweiterung dar und tritt bei (recht-) eckigen Leiterquerschnitten auf. Aufgrund von Selbstinduktion ist der

[138] Vgl. Vrana 2008, S. 7–10
[139] Vgl. Küpfmüller u. a. 2013, S. 434–445

Widerstand in den Leiterkanten am geringsten und die Leiterstromdichte dort am höchsten sowie zur Mitte hin abnehmend.[140]

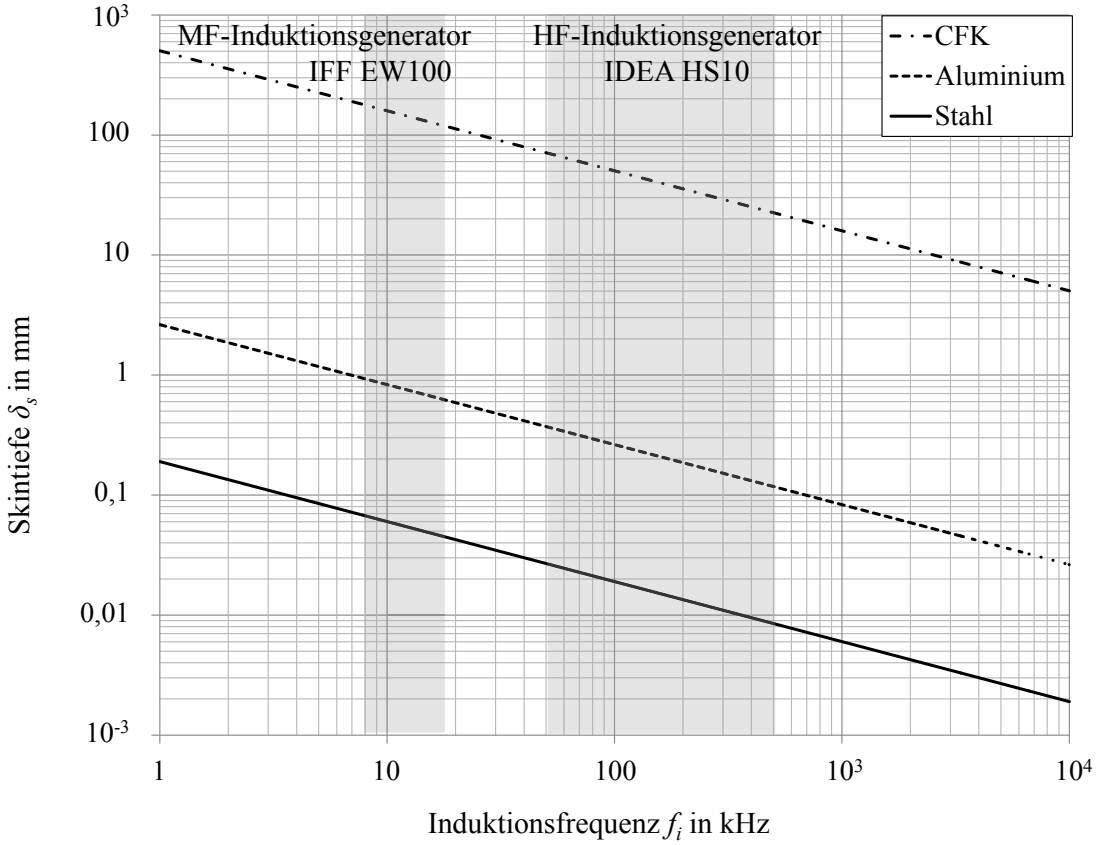


Abbildung 2.13.: Materialabhängige Wirbelstromeindringtiefe als Funktion der Induktionsfrequenz mit Arbeitsbereichen der verwendeten Induktionsgeneratoren (Zur Berechnung wurde Gl. (2.49) mit den Materialparametern der Tab. 2.1 verwendet)

Proximity-Effekt (Nachbarschafts- oder Annäherungseffekt)

Neben der Stromverdrängung aufgrund von Selbstinduktion kann es infolge externer Magnetfelder ebenfalls zu einer inhomogenen Stromdichteverteilung kommen. Dieser Effekt tritt hauptsächlich bei nebeneinander liegenden Leitern auf. In ihnen führt eine identische Polung zur Stromverdrängung an den entgegengesetzten Leiterrand. Fließen die Ströme gegenläufig, hat das hingegen eine anziehende Wirkung und es kommt zur Zusammenballung.[141] Dieser Effekt tritt auch bei der gegenseitigen Beeinflussung der magnetischen Felder von Induktor und Prüfobjekt auf. Dabei ist der Widerstand im gegenseitigen Annäherungsgebiet sehr klein und somit die Stromdichte dort besonders hoch.[142]

[140] Vgl. Küpfmüller u. a. 2013, S. 434–445
[141] Vgl. Vrana 2008, S. 9–10
[142] Vgl. Benkowsky 1990, S. 62–63

Mit analytischen Verfahren ist der Proximity-Effekt kaum berechenbar, allerdings wächst er mit steigender Frequenz und wachsendem Drahtquerschnitt stärker als der Skin-Effekt.[143] Somit kann er im Hochfrequenzbereich zum dominierenden Effekt der Stromverdrängung werden. Weitere Abhängigkeiten bestehen hinsichtlich der Stromstärke, der Leitergeometrie (Form und Größe) sowie des Abstandes und der Position der Leiter zueinander.[144]

2.3.4. Thermische Effekte

Die Temperaturerhöhung im Bauteil beruht auf unterschiedlichen Effekten. Nachfolgend werden materialabhängige Mechanismen vorgestellt, die ursächlich für eine induktive Erwärmung sind. In diesem Zusammenhang findet ebenfalls eine Betrachtung der jeweiligen Einflussfaktoren statt. Dargestellt sind die thermischen Effekte für absolute Verlustleistungen in Watt.

Wirbelstromverluste
Der an allen elektrisch leitfähigen Werkstoffen auftretende Effekt ist auch als Joule'sche Erwärmung bekannt. Er resultiert aus dem Widerstandsbelag, welcher dem Stromfluss im Material entgegengesetzt wird. Mit dem vereinfachten Ampére'schen Gesetz (2.37) wird das Wirbelfeld beschrieben. Durch Verwendung des Ohm'schen Gesetzes (2.34) und Gl. (2.48) ist daraus die Herleitung der komplexen Verteilungsbeschreibung für die Leitungsstromdichte (2.50) möglich.

$$\vec{J}\,(z,t) = \sigma_k\,\vec{E}\,(z,t) = \sigma_k\,E_0\;\mathrm{e}^{-z\kappa}\;\mathrm{Re}\left\{\mathrm{e}^{\mathrm{i}\,(\omega t - z\kappa + \psi)}\right\}\cdot\vec{e}_x \tag{2.50}$$

Ermitteln lässt sich der quadratische Mittelwert der Stromdichte nach Gl. (2.51). Dazu wird Ausdruck (2.50) quadriert und anschließend über das Zeitintervall $[\,0, T_i\,]$ integriert.

$$\left\langle\mid \vec{J}\,(z,t)\mid^2\right\rangle_{T_i} = \frac{1}{2}\;\sigma_k^2\,E_0^2\;\mathrm{e}^{-2z\kappa} \tag{2.51}$$

Zur Vereinfachung bietet es sich bei vergleichsweise geringen Eindringtiefen an, die räumlich inhomogene Stromdichte zu einer Oberflächenstromdichte $\vec{J}_F\,(t)$ zusammenzufassen. Mit Gl. (2.52) ist der quadratische Mittelwert der Oberflächenstromdichte ermittelbar.

$$\left\langle\mid \vec{J}_F\,(t)\mid^2\right\rangle_{T_i} = \frac{1}{4}\;\sigma_k^2\,E_0^2\;\mathrm{e}^{-2z\kappa} \tag{2.52}$$

Dem besseren Verständnis dient Abb. 2.14, welche die Oberflächenstromdichte skizziert. Die Darstellung ist eine andere Perspektive der Abb. 2.12. Ebenfalls visualisiert wird der Flächenstrom, der sich aus der Oberflächenstromdichte ergibt.

[143] Vgl. Reh und Engler 2001
[144] Siehe beispielsweise Davies und Simpson 1979 oder Bühler 2008

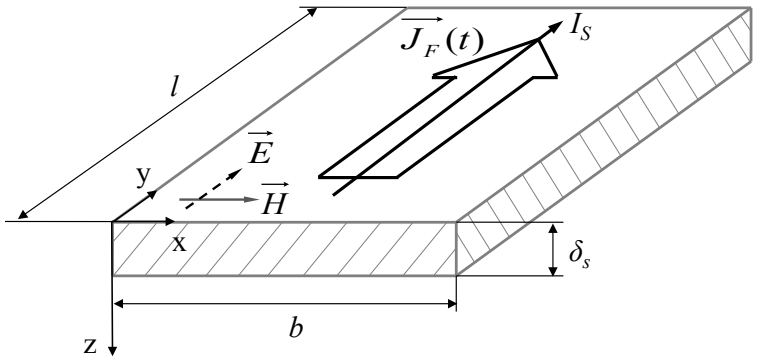


Abbildung 2.14.: Prinzipskizze zur Veranschaulichung von Oberflächenstromdichte $\vec{J}_F(t)$ und Flächenstrom I_S

Bei gegebener Breite b ist durch Integration über den verbliebenen Freiheitsgrad aus (2.52) ein resultierender Flächenstrom berechenbar. Dieser Strom fließt im Prüfobjekt und ist zeitlich gemittelt. Da er dem Strom im Sekundärkreis entspricht (siehe Abb. 3.1), wird er mit I_S bezeichnet. Für den quadratischen Mittelwert des Flächenstroms resultiert (2.53).

$$\left\langle {I_S}^2 \right\rangle_{T_i} = b^2 \ \left\langle |\ \vec{J}_F(t)\ |^2 \right\rangle_{T_i} \tag{2.53}$$

Somit lässt sich der Sekundärstrom gemäß Gl. (2.54) bestimmen.

$$I_S = \frac{1}{2}\ b\ \delta_s\ \sigma_k\ E_0 \tag{2.54}$$

Bei definierter Länge l berechnet sich der Flächenwiderstand gemäß Gl. (2.55). Er ist ein Maß für die elektrische Leitfähigkeit des Bauteils und wird in den Ausführungen als Widerstand des Sekundärkreises R_S bezeichnet.

$$R_S = \frac{l}{\delta_s\ \sigma_k\ b} \tag{2.55}$$

Um die Wirbelstromverluste zu quantifizieren, wird Gl. (2.56) verwendet. Das Verhältnis vom Quadrat der induzierten Spannung zum Ohm'schen Widerstandsbelag dient dabei als Grundlage der weiteren Abschätzung.

$$P_{\mathrm{wi}} = I_S^2\ R_S = \frac{U_i^2}{R_S} \tag{2.56}$$

Bei Annahme eines magnetischen Flusses mit sinusförmigem Zeitverlauf $\Phi(t) = \hat{\Phi}\sin(\omega t)$ ergibt sich aus dem Induktionsgesetz (2.46) durch Differenzieren nach der Zeit Gl. (2.57).

$$U_i(t) = -\omega\ N\ \hat{\Phi}\ \cos(\omega t) \tag{2.57}$$

Im Speziellen wird die Amplitude des magnetischen Flusses $\hat{\Phi}$ betrachtet. Mit $U_i = \hat{U}_i \,/\, \sqrt{2}$ folgt für den Effektivwert der induzierten Spannung Gl (2.58).

$$U_i = -\frac{2\pi}{\sqrt{2}}\ f_i\ N\ \hat{\Phi} \tag{2.58}$$

Durch Einsetzen von (2.58) in Gl. (2.56) ergeben sich für die Wirbelstromverluste mehrere Proportionalitäten. Nach (2.59) besitzen Bauteilwiderstand und werkstoffspezifische Skintiefe eine lineare Abhängigkeit. Die anregungsabhängigen Parameter der Induktionsfrequenz und der maximalen Flussdichte (aufgrund Gl. (2.43)) gehen hingegen als quadratische Faktoren ein.

$$P_{\mathrm{wi}} \propto f_i^2\ \ \hat{B}^2\ \ \delta_s\ \ \frac{1}{R_S} \tag{2.59}$$

Da nach (2.56) die Wirbelstromverluste mit dem Quadrat der Stromdichte ansteigen, sind bis zur einfachen Eindringtiefe aus Gl. (2.49) etwa 86 % des induzierten Stroms in Wärme umgesetzt.

Hystereseverluste

An ferromagnetischen Materialien resultiert eine zusätzliche Wärmeentwicklung aus der Hysterese. Sie beschreibt die Ummagnetisierung, bei welcher die Polung der *Weiss'schen Bezirke* unter Energieaufwand verändert wird. Diese periodische Ausrichtungsänderung der Elementarteilchen ist mit einem Wärmeverlust behaftet. Die Menge der pro Volumeneinheit verlorenen Energie entspricht der Differenz von zum Magnetisieren aufgebrachter und beim Entmagnetisieren zurück erhaltener Energie. Dies ist für jede Schwingungsperiode $\mathrm{T}_i = 1 \,/\, f_i$ exakt das Umlaufintegral A_{hy} der Magnetisierungskurve. Anhand der investierten elektrischen Arbeit W_{el} lassen sich die Verluste mit (2.60) beschreiben.[145]

$$P_{\mathrm{hy}} = \frac{W_{\mathrm{el}}}{T_i} = f_i\ V\ A_{\mathrm{hy}} \tag{2.60}$$

Dabei stellt V die Menge aller Volumenelemente dar, welche eine Ummagnetisierung erfahren. Mit dem Produkt aus Breite b, Länge l und Eindringtiefe δ_s ist das Volumen aller Elemente näherungsweise bestimmbar.

$$P_{\mathrm{hy}} = f_i\ V \int_0^{\mathrm{T}_i} \frac{dB\,(t)}{dt}\ H\,(t)\ \ dt \tag{2.61}$$

Gemäß Gl. (2.61) hängen die Wärmeverluste P_{hy} linear von der Induktionsfrequenz und der Skintiefe ab. Zur magnetischen Flussdichte besteht eine quadratische Abhängigkeit nach (2.62). Ursache ist die Verknüpfung mit beiden Dimensionen der Hysteresekennlinie.

$$P_{\mathrm{hy}} \propto \hat{B}^2\ \ \ f_i\ \ \delta_s \tag{2.62}$$

[145] Vgl. ASA 2013 und Magnetisierungskennlinie siehe beispielsweise Grote 2005, S. V 6

Dielektrische Verluste

Ein kapazitiver Heizeffekt tritt hingegen an Nichtleitern auf. Er beruht auf der zeitlich verzögerten Umpolarisation von Molekülgruppen in einem elektromagnetischen Wechselfeld. Die gebundenen Ladungsträger werden aus ihrer ursprünglichen Lage verschoben, was zu einer positiv und einer negativ gepolten Endfläche führt. Entsprechend Gl. (2.33) dient die Permittivität ε_p als Maß der Wechselwirkung. Der Realteil der komplexen Größe bildet ein Maß der Polarisation, der Imaginärteil beschreibt hingegen dielektrische Verluste. Beide Größen unterliegen einer ausgeprägten Temperatur- und Frequenzabhängigkeit. In einem materialabhängigen Frequenzbereich weist der Imaginärteil ein Maximum bei reziproker Relaxationszeit auf, währenddessen der Realteil monoton abnimmt.

$$P_{\mathrm{di}} \propto f_i^3 \;\; \hat{E}^2 \;\; \frac{1}{R_S} \;\; \frac{1}{C} \tag{2.63}$$

Nach (2.63) besteht bei den dielektrischen Verlusten eine lineare Abhängigkeit zur elektrischen Leitfähigkeit und eine quadratische zur elektrischen Feldstärke. Eine noch stärkere Proportionalität ergibt sich nur zur Induktionsfrequenz.[146] Weiterhin besteht eine lineare Abhängigkeit zum Reziprok der Kapazität. Da die Kapazität auch von der frequenzabhängigen Permittivität bestimmt wird, steht diese ebenfalls in direkter Proportionalität.

Kombination thermischer Effekte an spezifischen Werkstoffen

Bei der induktiven Erwärmung von Aluminium treten nur geringe Temperaturhübe auf. Ursache sind die gute elektrische Leitfähigkeit bzw. der daraus folgende geringe Widerstandsbelag. Somit kommt es auch nur zu schwachen Wirbelstromverlusten. Daneben existiert kein weiterer Erwärmungsmechanismus, welcher zu einer Temperaturerhöhung führt. An bestimmten Materialien treten aber auf Basis der Induktion mehrere thermische Effekte parallel auf. Dies wird nachfolgend am Beispiel ferromagnetischer Werkstoffe und CFK verdeutlicht. Da sich die Induktionsfrequenz f_i leicht verändern lässt und alle drei Heizeffekte eine starke Abhängigkeit zu ihr aufweisen, wird insbesondere darauf eingegangen.

Induktive Erwärmung ferromagnetischer Materialien

Hierbei treten sowohl Wirbelstrom- als auch Hystereseverluste auf. Die Wirbelströme fließen aufgrund von Stromverdrängungseffekten primär an der Oberfläche. Da vollständige Leiterschleifen notwendig sind, kommt es laut Vrana auf der Probenrückseite zum Stromschluss.[147] Die Erwärmung infolge Ummagnetisierung verliert im höherfrequenten Bereich an Bedeutung und kann nach Benkowsky ab etwa 100 kHz vernachlässigt werden. Über dem Curie-Punkt, welcher für ferromagnetische Materialien bei 768 °C liegt, geht der Er-

[146] Vgl. Dreyer 2004, S. 8
[147] Vgl. Vrana 2008, S. 40–44

wärmungseffekt verloren und der Anteil entfällt komplett. In Abb. 2.15[148] ist das Verhältnis der beiden Verlustleistungen in Abhängigkeit von der Induktionsfrequenz dargestellt. Göbel gibt den Hystereseanteil der induktiven Erwärmung sogar mit unter 1 % an, sodass er im Normalfall unbedeutend ist.[149]

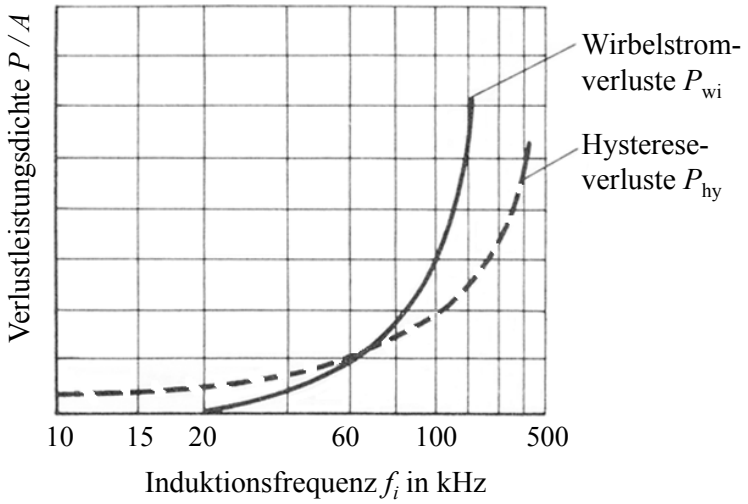


Abbildung 2.15.: Prinzip der Wirbelstrom- und Hystereseverluste als Funktion der Frequenz bei der induktiven Erwärmung ferromagnetischer Materialien[148]

Induktive Erwärmung von CFK

Bei der induktiven Anregung kohlenstofffaserverstärkter Kunststoffe bilden sich globale Leiterschleifen bzw. Ringspannungen gemäß Abb. 2.16[150] aus. Dafür ist jedoch das Vorhandensein von mindestens zwei aufeinander folgenden Faserlagen notwendig. Die Wirbelströme bzw. das resultierende elektromagnetische Wechselfeld führen, neben der Joule'schen Erwärmung entlang der Fasern, im nichtleitenden Matrixwerkstoff (bspw. Epoxidharz: ε_r = 3,2 ... 3,9) zu einer dielektrischen Verlustleistung. Weiterhin kommt es aufgrund des Kontaktwiderstandes zwischen den Fasern zu erhöhten Wirbelstromverlusten an den Kreuzungspunkten.[151]

Frauenhofer legt dar, dass widersprüchliche Untersuchungen existieren, welcher der beiden Heizeffekte dominiert. Neben den elektrischen Eigenschaften der Fasern und dem verwendeten Matrixwerkstoff haben vor allem Faser-Volumen-Gehalt und Laminataufbau entscheidenden Einfluss auf die erzielbaren Heizraten. Unter identischen Bedingungen lassen sich unidirektionale Faserhalbzeuge (Gelege) deutlich langsamer erwärmen als Gewebestrukturen. Im Vergleich zu ferromagnetischen Materialien werden jedoch erheblich

[148] In Anlehnung an Benkowsky 1990, S. 12
[149] Vgl. Göbel 2007, S. 68–70
[150] In Anlehnung an Kupke u. a. 2001, S. 845
[151] Vgl. Frauenhofer 2010, S. 12–15, S. 86–94

geringere Leistungen bei sehr viel höheren Eindringtiefen induziert. Unabhängig vom Lagenaufbau führt dabei eine Erhöhung der Induktionsfrequenz zu einer geringeren Homogenität des erwärmten Bereiches. Dies spricht für einen Anstieg der Verluste in den Kreuzungspunkten.[152] Mit (2.63) sind weitere Aussagen belegbar. Die elektrische Feldstärke bestimmt sich aus dem Quotienten von induzierter Spannung und Faserabstand. Deshalb weisen diese beiden Größen ebenfalls eine quadratische Abhängigkeit zur dielektrischen Verlustleistung auf und haben somit erheblichen Einfluss auf die erzielbaren Heizraten.

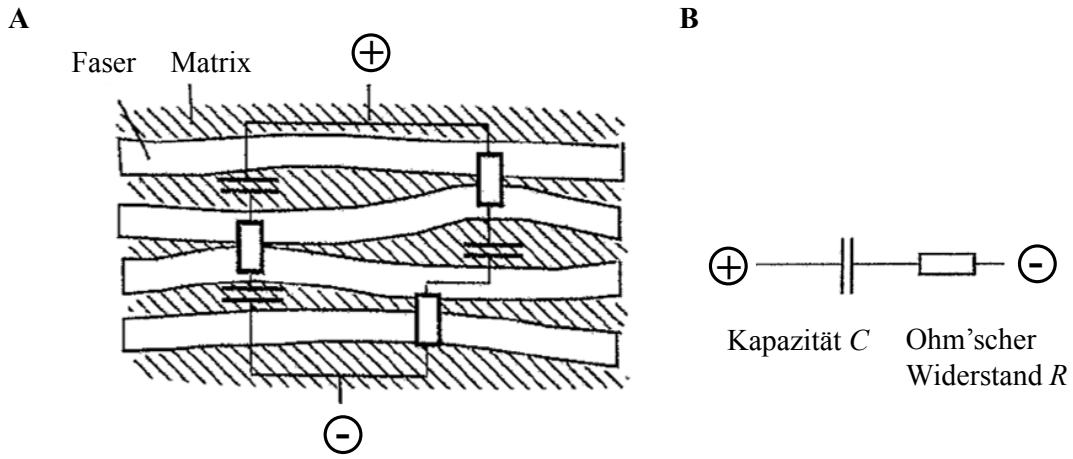


Abbildung 2.16.: **A**: Wirbelstrompfad der induktiven Anregung von CFK
B: Ersatzschaltbild des Wirbelstrompfades[150]

2.4. Varianten der induktionsangeregten Thermografie

Die induktive Anregungsvariante bietet für thermografische Messungen eine ganze Reihe an Vorzügen. Einige davon wurden schon in der Tab. 2.9 auf S. 34 genannt. Weiterhin lassen sich die notwendigen Induktoren gut an spezifische Problemstellungen anpassen und ermöglichen so einen gezielten Energieeintrag.[153] Mittels Wirbelströmen sind außerdem relativ große Temperaturhübe in kurzen Zeitabschnitten generierbar. Im Kontext der Pulsanregung ist dies speziell an Materialien mit hoher Temperaturleitfähigkeit von Interesse. Bei ihnen verschwimmen die thermischen Fehlerkontraste aufgrund sofort einsetzender Ausgleichsvorgänge. Weiterhin wird der Temperaturhub bei Induktionsanregung unmittelbar im Prüfobjekt erzeugt. Somit ist die Anregung nicht von den Mechanismen der Wärmeübertragung (bspw. Wärmeübergangskoeffizient h_{th}) oder von optischen Eigenschaften der Oberfläche (bspw. Absorptionsgrad $\alpha\,(T)$) abhängig.[154]

[152] Vgl. Frauenhofer 2010, S. 12–15, S. 86–94
[153] Vgl. Kleineberg u. a. 2011, S. 12
[154] Vgl. Hönl u. a. 2013, S. 2–3

Im Produktionsumfeld gelten vor allem die überragende Energieeffizienz verbunden mit hoher Arbeitssicherheit als Vorteile der induktiven Anregung.[155] Allerdings weist die Erwärmungsmethode auch gewisse Einschränkungen auf. Unter anderem funktioniert sie nur an elektrisch leitfähigen Materialien. Durch die verstärkende Wirkung auf das Magnetfeld bieten sich vor allem ferromagnetische Werkstoffe, wie Eisen (un- oder niederlegierte Stähle, Stahlguss, Gusseisen, aber keine austenitischen Legierungen), Kobalt und Nickel an. Die Leitfähigkeit von Kohlenstoff genügt ebenfalls, um an CFK noch akzeptable Heizraten zu liefern.[154] Problematischer sind hingegen sehr gute elektrische Leiter wie Aluminium oder Kupfer. Sie setzen dem induzierten Strom nur einen geringen Widerstandsbelag entgegen, woraus auch nur ein kleiner Temperaturanstieg folgt.

Die Einsatzmöglichkeiten der induktionsangeregten Thermografie lassen sich gemäß Abb. 2.17 unterscheiden. Dabei wird primär nach der Signalform differenziert.

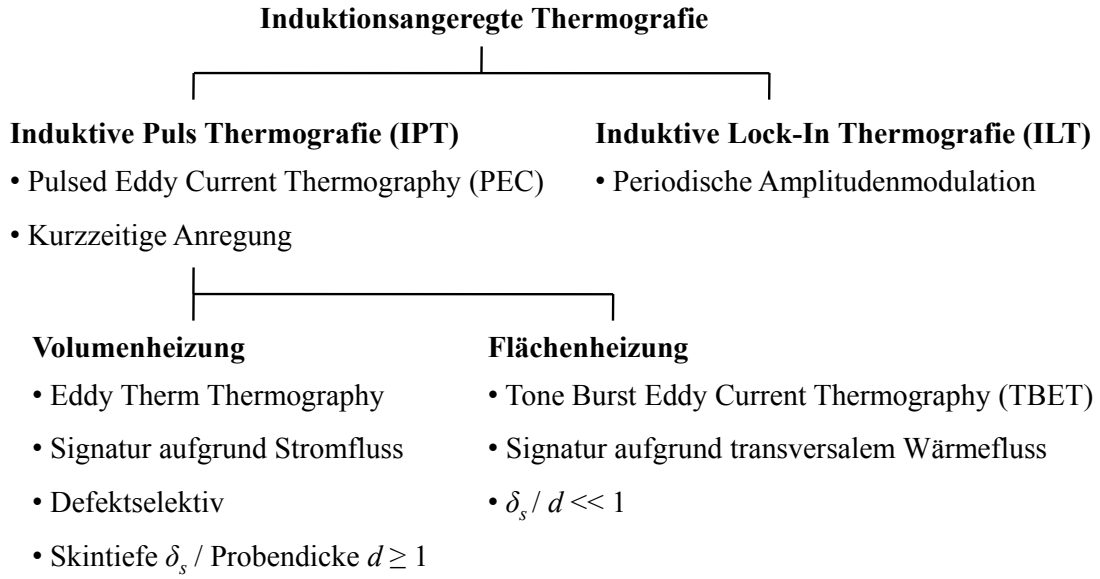


Abbildung 2.17.: Verfahren der induktionsangeregten Thermografie

Während bei der Induktiven Puls Thermografie (IPT) nur eine kurzzeitige Erwärmung erfolgt, wird bei der Induktiven Lock-In Thermografie (ILT) periodisch angeregt. Es findet eine Amplituden-Modulation des Anregungssignals statt, bei der sich die Induktionsfrequenz im Kilohertzbereich mit der Lock-In Frequenz im Hertzbereich überlagert. Über die Wahl der Induktionsfrequenz ist gleichzeitig eine Heiztiefenvariation gegeben, welche aus der Skintiefe δ_s der Wirbelströme resultiert. Dies ist sowohl für den Fall der ILT als auch der IPT gegeben. Aufgrund der kürzeren Messdauer liegt der Fokus dieser Arbeit aber auf der pulsartigen Anregung. Deshalb wird in Abb. 2.17 auch nur sie explizit unterschieden.

[155] Vgl. Kleineberg u. a. 2011, S. 12

Induktive Puls Thermografie

Basierend auf der Skintiefe können die Varianten der IPT in zwei Gruppen aufgeteilt werden. Ist das Verhältnis Skintiefe δ_s zu Probendicke d größer oder gleich Eins, wird von einer defektselektiven Volumenheizung gesprochen. Im Falle der Flächenheizung ist das Verhältnis sehr viel kleiner als Eins. Es wird ein transversaler Wärmefluss erzeugt, dessen Störung an Inhomogenitäten und Defekten thermografisch detektierbar ist. Die induktive Erwärmungsmethode stellt somit eine der wenigen Anregungsquellen dar, mit welcher sich sowohl oberflächlich als auch in großen Bauteiltiefen ein Temperaturhub generieren lässt.

Volumenheizung

Die Ursprünge der induktionsangeregten Thermografie liegen in der Nutzung zur defektselektiven Volumenprüfung. Bereits 1984 beschreibt Kremer das Therm-O-Matic-Verfahren, welches die IPT zum Auffinden von Oberflächenrissen an Rundstahl verwendet.[156] Weiterführende Untersuchungen präsentieren neben der Detektion von offenen auch die von verdeckten Rissen mit einer Länge von über einem Millimeter.[157] Als bestimmender Faktor der Fehlernachweisgrenze wird die Skintiefe identifiziert. Dabei steigt mit zunehmender Risstiefe auch die Temperaturdifferenz, was das Auffinden erleichtert.[158] Forschungsergebnisse von Abidin zeigen, dass eine zusätzliche Beurteilung des Risswinkels möglich ist.[159]

Vermehrt finden sich auch Beschreibungen bezüglich einer automatisierten Anlage zur thermografischen Rissprüfung. Beispielsweise wird eine entsprechende Vermessung von Triebwerksschaufeln sowie Generatorkomponenten mit hundertprozentiger Prüfabdeckung erläutert.[160] Auch für runde bzw. quadratische Stahlknüppel und Rohre existiert in der Industrie bereits eine vollautomatische Variante.[161] Einen alternativen Weg beschreitet das induktive Handgerät von Siemens. Es wird manuell über das Prüfobjekt geführt und erlaubt schnelle Messungen unabhängig von der Bauteilgeometrie. Konzipiert ist es für Anregungszeiten von 10 ms - 1000 ms.[162]

Flächenheizung

Für den Fall der oberflächlichen Erwärmung mit anschließender Beobachtung der thermischen Ausgleichsvorgänge existieren ebenfalls Veröffentlichungen. Für Grundlagenuntersuchungen stellen mehrere Autoren den größtmöglichen Temperaturhub als Zielkriterium in den Mittelpunkt. Biju u. a. präsentieren die numerische Auslegung einer Zylinderspule zur maximalen Energieeinbringung. Die Ergebnisse werden in Experimenten mit der Rea-

[156] Vgl. Kremer 1984
[157] Vgl. Bamberg u. a. 1999
[158] Vgl. Oswald-Tranta 2008
[159] Vgl. Abidin 2010
[160] Vgl. Carl und Zenzinger 2005 und Mooshofer u. a. 2009
[161] Vgl. Traxler und Thanner 2011
[162] Vgl. Zombo u. a. 2007; zu induktivem Handlötgerät siehe Barber u. a. 2007

lität verglichen. Als Resultat ergibt sich eine optimale Induktionsfrequenz von 1,1 kHz für Aluminiumplatten von einem Millimeter Dicke.[163]

Bei der Flächenheizung ist der maximale Temperaturhub lediglich von der Skintiefe und somit nach Gl. (2.49) auch indirekt von der elektrischen Leitfähigkeit σ_k abhängig. Das Verhältnis von Skintiefe zu Probendicke besitzt hingegen nur für den Fall der Volumenheizung Relevanz.[163] Basierend auf diesen Ergebnissen werden von Grenier u. a. weiterführende Betrachtungen an unterschiedlich dicken Aluminium- und Edelstahlproben durchgeführt. Dazu erweitern sie die Induktorgeometrie um ferritisches Kernmaterial. Die Maßnahme verbessert den Wirkungsgrad der Anregung. Allerdings nimmt mit steigender Spulenkomplexität auch der Proximity-Effekt (siehe S. 54) zu.[164]

Als Probenmaterial wird häufig Aluminium verwendet, da die Luftfahrtindustrie ein potentieller Anwender der Prüftechnik ist. Weiterführende Untersuchungen beschäftigen sich beispielsweise mit der Detektion von Wanddickenreduzierungen infolge Korrosion. Bei Transmissionsanordnung treten die Unterschiede zur fehlerfreien Region in der Aufheizphase deutlich hervor. Die Reflexionsanordnung liefert hingegen den besten Kontrast erst im Zeitbereich der Abkühlung. Andere Autoren setzen gleich zwei Thermografiekameras ein, um beide Messanordnungen mit einmaligem Induktionspuls realisieren zu können.[165] Von Aluminiumplatten abgelöste Bereiche einer Gummischicht sind ebenfalls mit IPT detektierbar.[166]

Induktive Lock-In Thermografie

Auch die Lock-In Variante der Induktionsthermografie hält in immer mehr Prüfszenarien Einzug. Gründe sind vor allem die gute Separation des Nutzsignals gegenüber Störeinflüssen. Die Grundlagen der ILT werden von Riegert beschrieben, wobei auch ein Vergleich mit OLT und ULT erfolgt. Zusätzliche Messreihen decken ein breites Probenspektrum aus Stahl, Aluminium und CFK ab.[167] Praxisnahe Einsatzbeispiele sind die Detektion der Faserverteilung in stahlfaserbewehrten Betonbauteilen und die Rissprüfung auf Leiterplatinen.[168] Zum Fehlernachweis an geschwärzten Clinchpunkten werden Vergleichsuntersuchungen mit vier Anregungsverfahren (Blitz, Laser, Ultraschall, Induktion) beschrieben. Die ILT bietet hierfür das höchste Nachweispotential.[169]

[163] Vgl. Biju u. a. 2009
[164] Vgl. Grenier u. a. 2010
[165] Vgl. Libin u. a. 2012 und He u. a. 2012a
[166] Vgl. Kiran Kumar u. a. 2008
[167] Vgl. Riegert 2007
[168] Vgl. Getto und Wilhelm 2011 und Bohm u. a. 2013
[169] Vgl. Dilger 2008, S. 58–59

2.4.1. Aktuell eingesetzte Spulengeometrien

Die Ursprünge der Induktionserwärmung liegen im Randschichthärten ferromagnetischer Elemente. Mit der Zeit eroberte die Technik auch neue Anwendungsgebiete. Dazu zählen sowohl das Aushärten als auch das Lösen von Klebverbindungen.[170] Ebenfalls eingesetzt wird das Verfahren zum Vorwärmen bei Füge- oder Zerspanprozessen.[171] Es existieren viele weitere Einsatzmöglichkeiten. Allerdings werden dafür meist bestehende Spulengeometrien mit ihren spezifischen Vor- und Nachteilen eingesetzt, ohne sie an die spezielle Aufgabenstellung anzupassen.

Spulen fürs Randschichthärten

Nach dem Induktionsgesetz (2.46) führt die innerhalb eines Magnetfeldes vollzogene Relativbewegung eines elektrisch leitfähigen Bauteils zu einem größeren Energieeintrag. Daraus resultiert auch ein stärkerer Temperaturanstieg. Deshalb finden zum Härten bevorzugt rotationssymmetrische Objekte Verwendung. Die Bauteile werden in das Innere einer Rund- bzw. Zylinderspule gemäß Abb. 2.18[172] geführt und bei einer Drehbewegung um die eigene Achse induktiv gehärtet. Die beschriebene Spulenform eignet sich jedoch nicht zur Erwärmung ebener Bereiche. Dafür sind Rechteck- oder Pancakespulen zweckmäßiger.

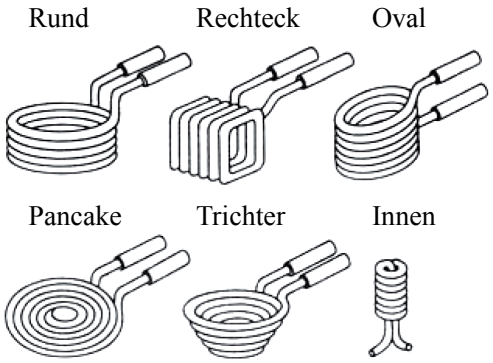


Abbildung 2.18.: Handelsübliche Spulengeometrien[172]

Spulen für die induktive Thermografie

Eine weitere Spulenform zur Erwärmung von Flächen zeigt Bild A[173] der Abb. 2.19. Ein vergleichbarer Induktor wird zur automatischen Rissprüfung von Generatorkomponenten verwendet. In Bild B[174] ist er dargestellt. Bild C[174] der Abb. 2.19 zeigt das dazugehörige Thermogramm an einem Bauteil mit künstlichen Rissen in unterschiedlichen Winkeln. Die einzelnen Fehlerbilder sind durch Pfeile gekennzeichnet. Am Messergebnis lässt sich veranschaulichen, dass eine induktive Erwärmung vornehmlich im Bereich der Spulenwicklung erfolgt. Somit verdeckt die Anregungsquelle den erwärmten Bereich, weshalb solche Thermografieaufnahmen bevorzugt in Transmissionsanordnung erfolgen.

[170] Vgl. IFF 2009
[171] Vgl. Schneider und Behrens 2014 und Abele und Hölscher 2012
[172] Vgl. Zinn und Semiatin 1998, S. 33
[173] In Anlehnung an Simpson 1960, S. 59
[174] In Anlehnung an Mooshofer u. a. 2009

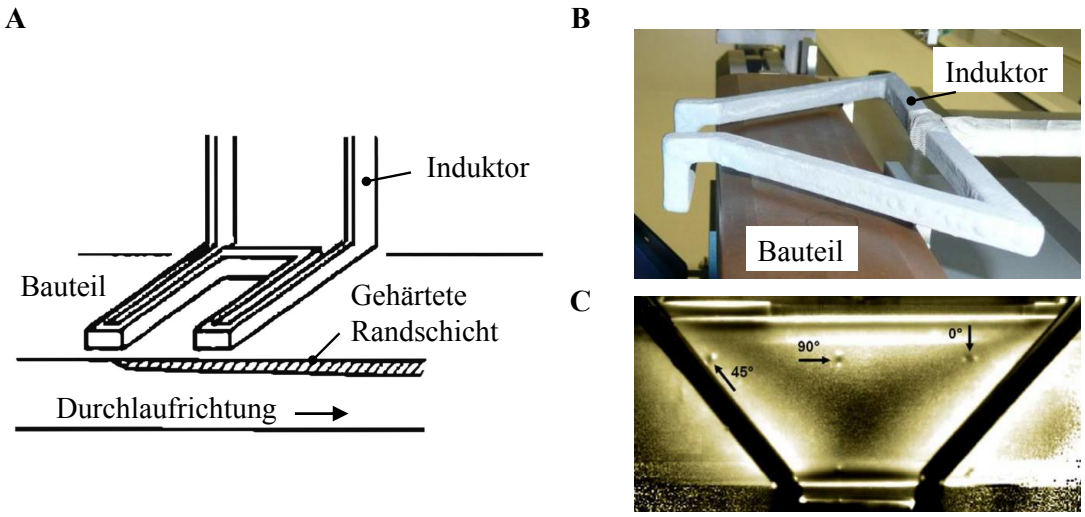


Abbildung 2.19.: **A**: Spulengeometrie zum Randschichthärten flächiger Bauteile[173]
B + C: Rissprüfung mittels IPT als Volumenheizung[174]

Nachfolgend wird dies am Beispiel dreier handelsüblicher Spulenbauformen erläutert, deren Eigenschaften in Tab. 2.13 spezifiziert sind. Sie gehören zum Lieferumfang des Mittelfrequenz-Induktionsgenerators IFF EW100. Da das Gerät auch für praktische Versuchsreihen genutzt wird, ist seine Funktionsweise ab S. 99 genauer beschrieben. Die drei Induktoren sind in Abb. 2.20 auf Fotos abgebildet.

Tabelle 2.13.: Eigenschaften handelsüblicher Induktorbauformen für den MF-Induktionsgenerator IFF-EW100

Induktorbezeichnung **Eigenschaften**	Würfelinduktor **IS-0125**	Flachinduktor **IS-0126**	Spotinduktor **IS-0127**
Windungszahl N	28	24	32
Induktivität L_P in µH	81	63	81
Litzenquerschnitt in mm^2	2,8	2,8	5,6
Abmessungen in mm^3	70×50×50	75×16×90	$17{,}5^2\times\pi\times120$

In Abb. 2.21 werden die entsprechenden Temperaturfelder an der Rückseite eines geschwärzten Stahlbleches von 1,1 mm Dicke gezeigt (Reflexionsanordnung). Beim Vergleich der Thermogramme generiert der IS-0125 im Überlagerungsbereich der beiden ovalen Wicklungen den größten Temperaturhub. Der IS-0126 hingegen erzeugt ein linienförmiges Temperaturfeld, mit dem sich Schweißnähte gut anregen lassen. Der IS-0127 erwärmt einen ringförmigen Bereich.

Abbildung 2.20.: Handelsübliche Spulenbauformen des Induktionsgenerators IFF EW100

Da der Spulenkörper die erwärmte Fläche verdeckt, sind alle drei Thermogramme der Abb. 2.21 in Transmissionsanordnung entstanden. Genauer erklärt wird dies in Abb. 2.22 am Beispiel des Flachinduktors IS-0126. Die Bilder sind das Ergebnis einer numerischen Simulation, deren Randparameter in Kapitel 3.2.2 ab S. 81 aufgelistet werden. Bild A der Abb. 2.22 zeigt eine dreidimensionale Ansicht des Modells. Darauf sind der Induktor und das Stahlblech von 1,1 mm Dicke sowie ihre Orientierung zueinander erkennbar. Die Farbdarstellung dient einer Visualisierung der Bauteiltemperatur. Ursache der Erwärmung ist ein Induktionspuls von 0,5 s bei einer Induktionsfrequenz von 18 kHz und einer Pulsweitenmodulation von 75 %.

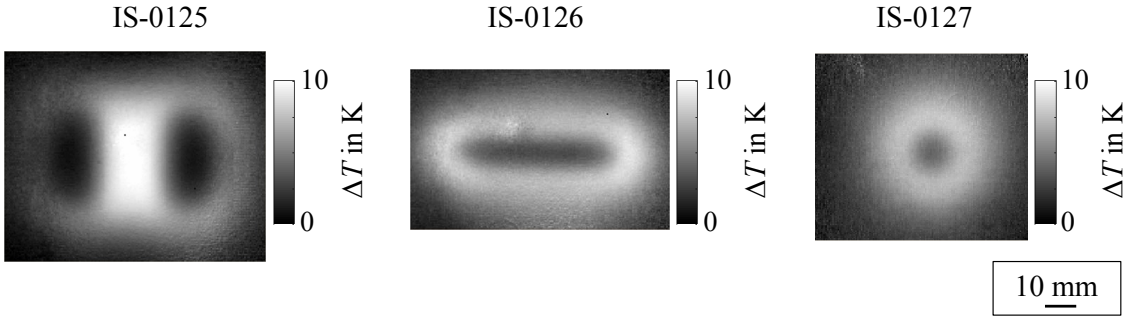


Abbildung 2.21.: Experimentell ermittelte Thermogramme handelsüblicher Spulenbauformen an der Rückseite eines geschwärzten Stahlbleches von 1,1 mm Dicke nach einem Induktionspuls von 0,1 s mit 18 kHz und PWM von 75 %

Einen senkrechten Blick auf das Bauteil vermittelt Bild B der Abb. 2.22. Die Darstellung ist der Sichtweise einer Thermografiekamera nachempfunden. In Reflexionsanordnung wird von der Oberseite auf das Bauteil geschaut. Dabei kommt es zur bereits beschriebenen Verdeckung der Erwärmungszone durch den Induktor. Lediglich in Transmission ist eine ungehinderte Sicht auf den Anregungsbereich möglich. In dieser Darstellung lassen sich gut die Parallelen zum Thermogramm aus Abb. 2.21 erkennen. Für beide Anordnungen sind jeweils drei Ergebnisse bei unterschiedlichen Anregungszeiten zwischen einer Zehntel-

und einer halben Sekunde visualisiert. Hierbei nimmt mit der Pulsdauer auch die erwärmte Fläche zu. Ursache dafür sind die lateralen Wärmeausgleichsvorgänge.

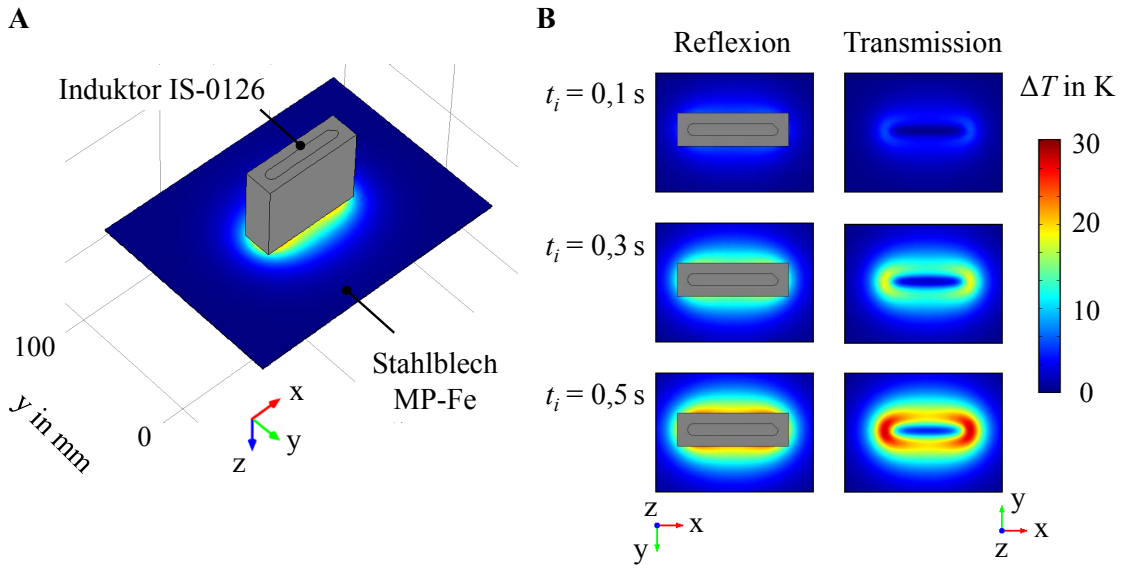


Abbildung 2.22.: Simulationsmodell des Induktors IS-0126 zum Ende der variablen Anregungszeit t_i bei einer Induktionsfrequenz von 18 kHz
A: Dreidimensionale Ansicht von Induktor und Stahlblech mit $t_i = 0{,}5$ s
B: Ansichten von Ober- und Unterseite des Anregungsbereiches

Šrajbr verwendet den Induktor aus Bild A[175] der Abb. 2.23 für die thermografische Schweißnahtprüfung. Ebenfalls dargestellt ist das Erwärmfeld von etwa $100 \times 15\,\mathrm{mm}^2$, welches sich nach einem Induktionspuls von 0,05 s an der Rückseite eines „dünnen“ Stahlbleches einstellt. Da der Induktor den Anregungsbereich fast vollständig verdeckt, wurde auch hier die Transmissionsanordnung gewählt.[176]

In der Prüfpraxis ist jedoch meist nur einseitige Zugänglichkeit gegeben. Sind Schweißnähte am Überlappstoß zu prüfen, nutzt Šrajbr laterale Wärmeflüsse. Dazu wird das hintere Blech mit einem I-förmigen Induktor erwärmt. Gleichzeitig beobachtet er die thermischen Ausgleichsvorgänge an der Fügeverbindung mit einer Wärmebildkamera.[177] Diese indirekte Messung ist allerdings nicht auf andere Stoßarten erweiterbar. Für solche Prüfungen in Reflexionsanordnung müssen bisher die unverdeckten Randbereiche einer Spule genutzt werden. Jedoch weisen diese meist eine mangelnde Temperaturhomogenität auf. Das ist besonders für den Fall der Flächenheizung kritisch, da hier eine gleichmäßige Erwärmung anzustreben ist. Ansonsten überlagert sich der transversale Wärmefluss mit einem lateralen Anteil, was Fehlinterpretationen zur Folge haben kann.

[175] In Anlehnung an Šrajbr u. a. 2011, S. 3
[176] Vgl. Šrajbr u. a. 2011
[177] Vgl. Šrajbr 2014, S. 60–64, S. 111–120

Über verschiedene Instrumente wird versucht, diesen Mangel zu reduzieren. Eine Möglichkeit ist die nachträgliche Auswertung der Rohdaten mit DFT. Bild B[178] der Abb. 2.23 zeigt einen dafür verwendeten Prüfaufbau. Es wird das Außenfeld der Zylinderspule genutzt, welches aber nur einen sehr beschränkten Bereich erwärmt. Handelt es sich um zeitunkritische Messungen, kann die Verwendung der ILT eine zusätzliche Verbesserung bedeuten.

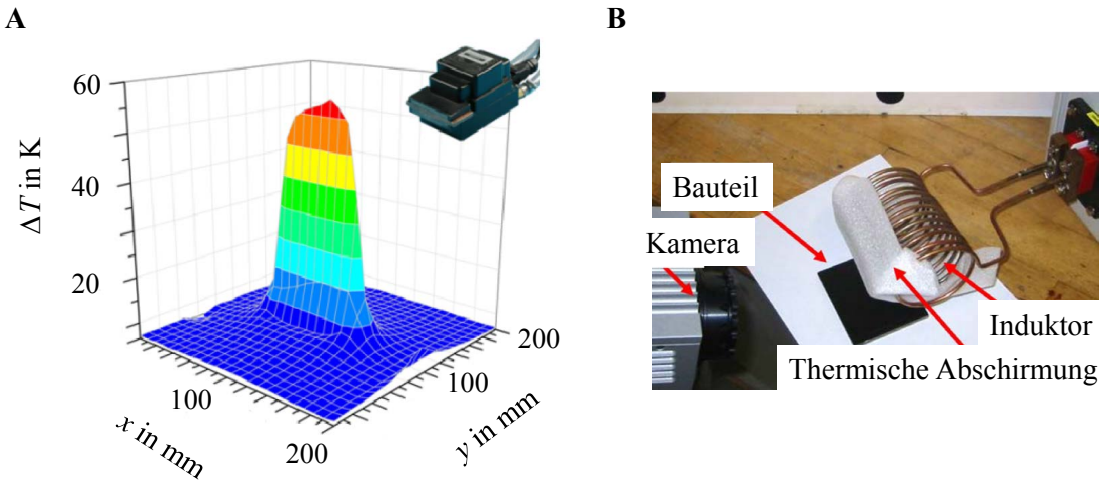


Abbildung 2.23.: **A**: Thermogramm eines Induktors zur Schweißnahtprüfung[175]
B: Spulengeometrie für die ILT in Reflexionsanordnung[178]

Neben problemspezifischen Induktorformen werden mittlerweile auch Spulenarrays eingesetzt. Bei ihnen können die Spulen einzeln angesteuert werden. Somit ergeben sich zwei völlig unterschiedliche Anwendungsszenarien. Einerseits die relativ homogene Erwärmung flächiger Bereiche mit sich anschließendem transversalen Wärmefluss. Andererseits die Generierung örtlich und zeitlich modifizierbarer lateraler Temperaturgradienten.[179]

Spulen für die ZfP

Insbesondere die Wirbelstromprüfung nutzt komplexe Spulengeometrien zur Lösung konkreter Aufgabenstellungen. Allerdings sind dafür nur begrenzt Designs aus anderen Bereichen adaptierbar. Eine Ursache ist die nahezu einmalige Kombination von Sender- und Empfängerspulen. Daher werden für das Prüfverfahren aufwändig Spulen entwickelt und angepasst. Als Beispiel ist die Realisierung einer Spule mit Drehfeld zu nennen, welche die Beachtung einer Vorzugsorientierung bei Rissprüfung überflüssig macht.[180] Für die induktionsangeregte Thermografie lassen sich solche Ideen aufgreifen und in entsprechenden Spulendesigns nutzen.

[178] In Anlehnung an Menner u. a. 2012, S. 6
[179] Vgl. Bohm 2013
[180] Vgl. Maaß 2001

2.5. Thermografie an Prüfproblemen der Automobilindustrie

Nachdem die Grundlagen der aktiven Thermografie und des Induktionsprozesses erläutert sind, rücken erneut die Prüfprobleme aus Kapitel 2.1 in den Fokus. Diesmal wird allerdings der technische Stand hinsichtlich Thermografieprüfung aufgezeigt. In diesem Zusammenhang erfolgt die Unterscheidung hinsichtlich der verwendeten Anregungsquellen. Im Mittelpunkt steht dabei insbesondere die induktive Erwärmung.

Thermografie auf Anbindungsfehler an Schweißnähten

Bezüglich der Prüfung von Schweißnähten wurden bereits so gut wie alle Anregungsmethoden der aktiven Thermografie getestet. Jedoch eignen sich nicht alle gleichermaßen für die konkrete Problemstellung, was im Anschluss erläutert ist.

Optische- und Ultraschall Thermografie
Hohes Potential wird vor allem der optischen Anregung zugeschrieben, da mit ihr relativ großflächige Bereiche von mehreren Quadratmetern berührungslos erwärmbar sind. Die Pulsanregung mit Blitzlampen ist bereits in einer „vollautomatisierten Prüfanlage“ im Offline-Betrieb umgesetzt. Allerdings finden die Messungen in Transmissionsanordnung und mit manueller Ergebnisbewertung statt.[181] Andere Veröffentlichungen beschreiben die technische Weiterentwicklung hinsichtlich Messaufbau und Auswertung.[182] Untersuchungen im Rahmen einer Innovationsallianz zeigen deutlich die Entwicklungsmöglichkeiten hinsichtlich PPT. Mittels Diskriminanzanalyse werden in den Phasenbildern fehlerfreie und defektbehaftete Messbereiche unterschieden. Anhand jeweils einer Überlappverbindung mit guter Nahtqualität, Oberflächenfehler und fehlender Anbindung wird eine Klassifizierung nach Zustand und Defektart aufgezeigt.[183]

Einige wesentliche Nachteile der optischen Quellen sind in Tab. 2.9 auf S. 34 beschrieben. Für die Nutzung im Produktionsumfeld ergeben sich daraus erhebliche Einschränkungen, exemplarisch sei hier die vollständige Einhausung aus Strahlenschutzgründen genannt. Weitere Publikationen betrachten Varianten der optischen Anregung. Neben der Ergänzung um die Lock-In Methode ist auch die Laseranregung grundlegend erprobt.[184] Zudem wurde selbst die Modulation mit Leistungsultraschall schon auf ihre Brauchbarkeit getestet.[185] Allerdings befinden sich diese Methoden in der experimentellen Phase und haben für den Serieneinsatz keine Bedeutung.

[181] Vgl. Zettner u. a. 2003 und Thermosensorik 2007
[182] Siehe beispielsweise Hierl 2011 oder Mahler 2013
[183] Vgl. Bautze u. a. 2011, S. 32
[184] Vgl. Meola u. a. 2004 und Baumann u. a. 2005, S. 9–10
[185] Vgl. Zhao u. a. 2008

Induktive Thermografie
Zu den einzelnen Signalformen der induktionsangeregten Thermografie finden sich im Kontext der Verbindungsprüfung nur vereinzelt Beschreibungen. Die Induktive Puls-Phasen Thermografie (IPPT) wird sowohl an strukturellen Klebeverbindungen als auch an laserstrahlgeschweißten Nähten vorgestellt. Dabei lässt sich ein Falscher Freund anhand des Phasenkontrastes deutlich vom fehlerfreien Nahtbereich unterscheiden. Für die Prüfungen ist eine Messdauer von zwei bis drei Sekunden angegeben.[186] Riegerts Vergleich der Phasenbilder zwischen induktiver Burstanregung und ILT zeigt für beide Varianten ein aussagekräftiges Ergebnis. Allerdings ergibt sich für die Lock-In Methode ein besseres SNR. Dieses ist jedoch nur mit der sechsfachen Messdauer von einer Minute möglich.[187] Dabei erfolgen alle Messungen in Transmission und verlangen somit beidseitige Zugänglichkeit.

Für den Überlappstoß präsentiert Šrajbr die Möglichkeit, Schweißnähte mittels lateraler Wärmeflüsse in Reflexionsanordnung zu prüfen. Dies ist jedoch nur aufgrund der geometrischen Randbedingungen möglich und nicht auf den Parallelstoß übertragbar.[188]

Thermografie an CFK auf Schlagschäden

Schlagschäden können zu den unterschiedlichsten Zeitpunkten auftreten. Beispielsweise während der Montage, der Wartung oder im Betrieb. Solche Fehler müssen jedoch in jeder Phase zweifelsfrei aufgefunden werden. Mit den üblichen thermografischen Anregungsverfahren sind aber meist nur einzelne Fehlerbestandteile eines Impacts detektierbar.

Optische Thermografie
Bei optisch angeregter Thermografie resultiert aus der oberflächlichen Erwärmung ein transversaler Wärmefluss ins Objektinnere. Deshalb sind mit dem Verfahren Delaminationen sehr gut, Risse hingegen nur bedingt detektierbar. Ein Vorteil der Anregungsvariante ist die Prüfung relativ großer Bereiche von mehreren Quadratmetern mit einer Messung. Allerdings ist die Tiefenreichweite des Verfahrens sehr begrenzt. Schon bei zwei bis drei Millimeter dicken Proben werden nur der Prüfseite zugewandte Fehlerbestandteile eines Impacts dargestellt.[189]

Üblicherweise finden bei der Optischen Puls Thermografie (OPT) Blitzlampen Verwendung. Ihr Einsatz ist mit kurzen Prüfzeiten verbunden. Entsprechende Messergebnisse in Reflexionsanordnung zeigen die gute Detektierbarkeit für Impactschäden von der Einschlagseite aus. Dabei handelt es sich um Proben mit einer Stärke von zwei Millimetern

[186] Vgl. Šrajbr u. a. 2011, S. 6–7 und Šrajbr u. a. 2012, S. 24
[187] Vgl. Riegert 2007, S. 79–80
[188] Vgl. Šrajbr 2014, S. 60–64, S. 111–120
[189] Vgl. Maierhofer u. a. 2012, S. 25–26 und Maierhofer u. a. 2014, S. 7–9

und geringem Faser-Volumen-Gehalt.[190] In Publikationen über die Blitzanregung bleibt oft unklar, ob die Ergebnisbilder nur oberflächennahe Fehlerstrukturen darstellen oder auch tiefer liegende Bereiche erfassen. Für den Praxiseinsatz ist außerdem der notwendige Strahlenschutz zu bemängeln. Halogenstrahler können bei OPT ebenfalls zum Einsatz kommen. Allerdings sind Ziehms Resultate an der Einschlagseite mit mehreren Sekunden Anregungszeit nicht zufriedenstellend. Deshalb werden die Messungen rückseitig wiederholt, was zu besseren Resultaten führt.[191] Bezüglich der vorliegenden Arbeit ist eine Prüfung der Rückseite jedoch inakzeptabel.

Typische Messfrequenzen der Optischen Lock-In Thermografie (OLT) liegen zwischen 0,01 Hz - 0,5 Hz. In der Literatur wird mit der Variante eine abschnittsweise lineare Korrelation zwischen Impactenergie und Delaminationsfläche nachgewiesen. Diese ist natürlich allgemein gültig. Obwohl das Verfahren speziell für die Reflexionsanordnung entwickelt ist, wird teilweise der zweiseitige Aufbau zur Optimierung genutzt.[192] Maierhofer u. a. vergleichen optische PPT und OLT anhand rückseitiger Impactschäden miteinander. Aufgrund der multifrequenten Pulsanregung zeigen die Phasenbilder auftretende Defekte über ein breiteres Frequenzspektrum.[193] Einen nahezu analogen Vergleich führen Boritu u. a. an künstlichen Delaminationen durch. Sie erreichen mit Lock-In Anregung bessere Ergebnisse zur Bestimmung der korrekten Fehlergröße.[194]

Ultraschall Thermografie

Speziell bei größeren Materialstärken ist die Ultraschallanregung zum Auffinden von Impactschäden den optischen Quellen vorzuziehen. Ursache ist die thermische Anisotropie des Faserverbundes, welche die laterale Auflösung verringert.[195] Es existieren bereits Untersuchungen zu den einzelnen Signalformen. Für den Puls wird nachgewiesen, dass ein Abstand zwischen Fehler und Anregungsquelle von einem halben Meter unkritisch ist, um einen Barely-Visible Impact Damage (BVID) zu detektieren. Die dabei verwendete Anregungsdauer beträgt aber bis zu dreißig Sekunden.[196] Andere Autoren stellen ein Handprüfgerät vor, welches mit Zeiten zwischen ein und dreißig Sekunden arbeitet. Zur Ergebnisverbesserung werden die Sequenzen mit Algorithmen nachbearbeitet.[197]

Vorgestellte Beispiele zeigen, dass die Methode nicht mit den sonst bei Pulsanregung üblichen kurzen Messzeiten aufwarten kann. Deshalb ist die Lock-In Variante ebenfalls von Interesse. Hierbei wird der Ultraschallfrequenz ein sinusförmiges Modulationssignal

[190] Vgl. Tsoi und Rajic 2011, S. 25–35
[191] Vgl. Ziehm 2010, S. 86–88
[192] Vgl. Riegert u. a. 2005 und Kochan 2011, S. 91–94
[193] Vgl. Maierhofer u. a. 2014
[194] Vgl. Boritu u. a. 2011
[195] Vgl. Almond u. a. 2000
[196] Vgl. Barden u. a. 2007
[197] Vgl. Polimeno und Almond 2009

im unteren Hertzbereich überlagert. Durch den modulierten Energieeintrag über einen längeren Zeitraum ist die thermische Belastung des Prüfobjektes geringer. Gleichzeitig weisen Amplituden- und Phasenbilder oft ein besseres SNR auf.[198]

Data Fusion

Nach den bisherigen Ausführungen eignen sich bestimmte Prüfverfahren zum Auffinden einzelner Fehler. Hingegen sind andersartige Defekte nur schlecht oder gar nicht mit ihnen detektierbar. Somit bietet es sich für den Impact als Kombination verschiedener Fehlertypen geradezu an, die Resultate unterschiedlicher Prüfverfahren zu verknüpfen. Aufgrund der komplementären Anregungsmechanismen ergibt beispielsweise die von Zöcke beschriebene Fusion optischer und ultraschallangeregter Thermografiebilder Sinn. Die Überlagerung von OLT Phasenbildern mit Thermogrammen der UPT ergibt nur eine geringe doppelt klassifizierte Schadensfläche. Dies zeigt einerseits sehr gut den Mehrwert der Zusammenführung, andererseits aber auch die spezifische Eignung der einzelnen Verfahren für bestimmte Fehler. In diesem Zusammenhang führen die stehenden Wellenfelder infolge der Ultraschallanregung zu charakteristischen Rauschbereichen.[199]

Von Spiessberger wird hingegen die Variante der ULT bevorzugt. Verwendung finden die Amplitudenbilder, da sich in ihnen die Reibungswärme direkt abzeichnet. Die Verschmelzung der Daten erlaubt eine Fehlerklassifikation hinsichtlich Rissen und Delaminationen. Weiterhin können Messartefakte eliminiert werden, was die Aussagesicherheit erhöht.[200] Als schwierig gestaltet sich dabei die pixelgenaue Überlagerung der Ergebnisbilder, welche mittels Marken gewährleistet ist. In einer anderen Untersuchung werden Stahlkugeln benutzt, um die Phasenbilder der OLT und ULT mit den Messergebnissen der Durchstrahlungsprüfung zu verknüpfen.[201]

Der Nachteil vieler Ansätze ist die sequenzielle Durchführung mehrerer Messungen. Somit steigen die Prüfzeiten, welche oft schon für einzelne Verfahren nicht unerheblich sind, in der Gesamtsumme weiter an. Daraus entstand die Idee, aktive Thermografie mit digitaler Shearografie zu kombinieren. Für beide Verfahren wird das gleiche Anregungssignal genutzt, was zeitsynchrone Messungen ermöglicht.[202]

Induktive Thermografie

Die induktive Erwärmung von CFK führt zu örtlich separierbaren Heizeffekten. Zum einen kommt es innerhalb der Fasern zur Wärmeentwicklung und zum anderen an den Kreuzungspunkten. Befindet sich im angeregten Bereich ein Impactschaden, führen die Faserbrüche zu erhöhten Kontaktwiderständen. Daraus resultiert eine stärkere Erwärmung.

[198] Vgl. Gleiter 2011, S. 40–51 und Dillenz u. a. 1999
[199] Vgl. Zöcke 2009, S. 96–100
[200] Vgl. Spiessberger 2012, S. 79–85
[201] Vgl. Hübner u. a. 2009
[202] Vgl. Schmidt und Wilhelm 2011

Treten Delaminationen auf, behindern diese den Wärmefluss in die Tiefe.[200] Die Induktion ist daher eines der wenigen thermografischen Anregungsverfahren, mit dem sich beide Fehlertypen eines Impacts detektieren und sogar separieren lassen.

Shepard u. a. entwickeln ein dreidimensionales Simulationsmodell der induktiven Erwärmung von CFK. Mit diesem ist sowohl die Beschreibung verschiedener Lagenaufbauten als auch die Nachbildung von Faserbrüchen und Delaminationen möglich. Der Einfluss von Induktionsfrequenz, Spulenform, Windungszahl sowie Abstand zwischen Induktor und Prüfobjekt wird dann mittels numerischer Berechnung abgeschätzt. IPT Messungen in Transmission verifizieren die Wahrscheinlichkeit zum Auffinden von Delaminationen. Dazu erfolgt die Generierung flächiger Ablösungen zwischen zwei benachbarten Lagen mittels Klebeband. Die schlechte Detektierbarkeit des Fehlertyps wird mit der sich einstellenden Volumenheizung erklärt, welche die komplette Materialstärke erwärmt.[203]

Für Messungen in Reflexionsanordnung ist die von Vrana getroffene Unterscheidung zwischen Delaminationen sinnvoll, welche innerhalb und außerhalb der Wirbelstromeindringtiefe liegen. Tiefere Delaminationen sind anhand des oberflächennahen Wärmestaus detektierbar. Im Normalfall befindet sich ein solcher Fehler hingegen innerhalb der Skintiefe. Somit können im Bereich der Delamination keine Wirbelströme induziert werden. Gleichzeitig kann sich die unter dem Defekt befindliche Wärme aufgrund der gestörten thermischen Diffusion nicht in Richtung Oberfläche ausgleichen. Dies hat aber höchstens einen geringen Signalunterschied zur Folge, weshalb solche Delaminationen auch schwer nachweisbar sind. In praktischen Versuchen wird die IPT mit einwindigem Draht untersucht. Aus der linienförmigen Wärmeeinbringung resultiert ein lateraler Wärmefluss. Er hat negativen Einfluss auf die Detektion flächiger Unregelmäßigkeiten. Deshalb wird für entsprechende Fehler die Generierung einer Flächenheizung mittels optischer Quellen empfohlen. Wird die induktive Anregung verwendet, sollten Schlagschäden besser über die ebenfalls vorhandenen Risse aufgespürt werden.[204]

Mit einer Zylinderspule detektiert Riegert Impactschäden in CFK. Die Resultate der ILT werden OLT, ULT und IPPT gegenübergestellt. Aus der geringen elektrischen Leitfähigkeit des Faserverbundes resultiert eine hohe Wirbelstromeindringtiefe. Somit ist theoretisch eine größere Tiefenreichweite gegeben als mit OLT. Der Sachverhalt wird an einem fünf Millimeter dicken CFK Rohr mit 50 J Impact nachgewiesen. Im Phasenbild erkannte Defektbereiche sind bei ILT größer. Eine Delamination, welche den Einschlagpunkt umgibt, zeigt sich jedoch nur bei optischer Anregung. Begründet wird dies mit einer Signalüberdeckung von elektrischer und thermischer Eindringtiefe. Dafür heben sich Faserbrüche bei ILT thermisch besonders gut ab. An einer weiteren Probe zeichnet sich auch im ULT Pha-

[203] Vgl. Shepard u. a. 2004
[204] Vgl. Vrana 2008, S. 16–17, S. 63–64

senbild die Delamination stärker ab als bei ILT.[205] Menner u. a. stellen die Kombination von ILT und Shearografe bei gleichzeitiger Messung vor. Auf die Lock-In Variante wird ausgewichen, um Störeinflüsse infolge inhomogener Anregung zu minimieren.[206]

Wenige Arbeiten befassen sich mit IPT zum Auffinden von Impacts. Pan u.a. untersuchen CFK Proben in Transmissionsanordnung. Dazu werden diese eine Sekunde lang induktiv erwärmt. Während der Anregung sind Struktur und thermische Signaturen infolge der gestiegenen elektrischen Widerstände an den Faserbrüchen gut zu erkennen. In der anschließenden Beobachtungsphase von 0,5 s lassen sich infolge lateraler Ausgleichsvorgänge kältere Regionen als Delaminationen identifizieren. Zur besseren Erkennbarkeit wird die Hauptkomponentenanalyse eingesetzt.[207] Eine weitere Veröffentlichung beschreibt die „Tucker Decomposition“ zur optimierten Auswertung.[208]

2.6. Fazit zum Stand der Technik

In der Literatur gibt es für die beiden geschilderten Prüfprobleme (Bindefehler in Schweißnähten und Impacts in CFK) jeweils Vergleichsuntersuchungen, welche die Thermografie als gut geeignet identifizieren. Auf dieser Grundlage wird erläutert, warum die Lösung der beiden Fragestellungen mit diesem ZfP-Verfahren erfolgt.

Fazit: ZfP an Laserstrahlschweißnähten auf Falsche Freunde

Aufgrund gesetzlicher Forderungen ist an sicherheitsrelevanten Bauteilen eine hundertprozentige Prüfung von laserstrahlgeschweißten Nähten notwendig. Dabei sind Defekte aus der Gruppe der Bindefehler als kritisch einzustufen. Besonders der schwerpunktmäßig betrachtete Falsche Freund stellt eine große Herausforderung dar. Ursache dafür ist die nicht eindeutige Identifizierung anhand äußerer Merkmale. Bei der zerstörenden Prüfung (bspw. Schliffe oder Zugversuch) wird von einer Stichprobe auf die Grundgesamtheit geschlossen, weshalb dies keine akzeptable Vorgehensweise darstellt. Mit ZfP-Verfahren ist hingegen eine vollständige Abdeckung entsprechender Prüfumfänge möglich. Im Fokus einer serienahen Anwendung werden die Standardverfahren der ZfP verglichen. Von ihnen besitzt die Prüfung mit Wirbelstrom das größte Potential zum Auffinden von Bindefehlern. Die Detektion Falscher Freunde ist aber nur anhand von Indizien möglich.[209]

[205] Vgl. Riegert 2007, S. 82–87
[206] Vgl. Menner u. a. 2012
[207] Vgl. Pan u. a. 2012
[208] Vgl. He u. a. 2012b, S. 3–4
[209] Vgl. Seidel u. a. 2009, S. 11 und Bautze u. a. 2011, S. 31–32

Deshalb werden vermehrt alternative Verfahren eingesetzt. Hierbei erweist sich vor allem die Thermografie als geeignet. Nach Mickels Untersuchungen ist es sogar die einzige Möglichkeit, Falsche Freunde zerstörungsfrei zu detektieren.[210] Aufgrund ihrer berührungslosen und großflächigen Anregung werden primär optische Quellen genutzt. Jedoch erlauben derzeitige Lösungen nur Prüfungen außerhalb des Produktionstaktes, also Offline und im Post-Prozess. Eine Induktionsanregung könnte diese Defizite reduzieren. Infolge der momentanen Spulendesigns sind in der Literatur aber fast nur Prüfszenarien mit zweiseitiger Zugänglichkeit bekannt. Dies stellt für den Praxiseinsatz eine erhebliche Einschränkung dar. Lediglich am Überlappstoß bietet sich die Möglichkeit, auch in Reflexion zu prüfen.

Fazit: ZfP an CFK auf Impactschäden

Aufgrund der zunehmenden Leichtbauphilosophie erobert CFK auch immer mehr Bereiche des Automobilbaus. Da es sich um einen Schichtwerkstoff aus einem Multi-Materialmix handelt, ist seine Verwendung mit völlig neuen Fehlertypen verbunden. Besonders der so genannte Schlagschaden bzw. Impact ist kritisch. Entsprechende Defekte können äußerlich kaum sichtbar sein und trotzdem zu einem erheblichen Festigkeitsverlust führen. Eine zweifelsfreie Beurteilung solcher Schäden ist von der Einschlagseite aus mit Sichtprüfung nahezu unmöglich. Deshalb müssen technische Hilfsmittel respektive ZfP-Verfahren zur eindeutigen Bewertung herangezogen werden.

Die Liste der bereits an Impacts erprobten Verfahren ist lang. In der Prüfpraxis unterliegen allerdings viele nicht zu vernachlässigenden Einschränkungen. Bei der Durchstrahlung führen die geringen Dichteunterschiede des Fehlertyps zu mangelhaften Kontrasten. Beim Einsatz der Ultraschallprüfung ist der Fehlerkontrast hingegen sehr viel besser. Allerdings verhindert die berührende Messung einen großflächigen Einsatz. Zusammenfassend lässt sich sagen, dass momentan kein Standardverfahren Impacts eindeutig identifiziert. Aber auch die neueren ZfP-Verfahren führten bisher nicht zum erhofften Durchbruch.

In der Literatur wird oft die optische Thermografie als geeignete Alternative genannt. Jedoch versagt das Messprinzip bei größeren Materialstärken und steigendem Faser-Volumen-Gehalt. Schon bei Probendicken von wenigen Millimetern ist eine eindeutige Detektion nicht mehr möglich. Die ultraschallangeregte Thermografie verringert zwar dieses Problem, bringt aber den Nachteil einer berührenden Messung mit sich. Auch für die induktive Thermografie gibt es momentan lediglich Ansätze, Fehlerbestandteile eines Impacts aufzuspüren. Aufgrund der beschränkten Spulentechnik geschieht dies meist in Transmissionsanordnung. Zusätzlich werden Einbußen bei der Temperaturhomogenität akzeptiert. Diese lassen sich durch eine geeignete algorithmische Auswertung teilweise unterdrücken.

[210] Vgl. Mickel 2011, S. 137–138

3. Entwicklung eines optimierten Spulendesigns

Dieses Kapitel stellt den entwickelten Streifeninduktor in den Mittelpunkt. Im ersten Schritt wird dazu ein Ersatzmodell der Induktionsanregung erarbeitet. Auf dessen Grundlage lässt sich das Verhalten der Spule im Gesamtstromkreis des Induktionsgenerators abschätzen. Besonderen Einfluss hat dabei das zu erwärmende Bauteil mit seinen Materialparametern. Daraufhin wird der entwickelte Streifeninduktor für Thermografiemessungen in Reflexionsanregung anhand seines geometrischen Aufbaus vorgestellt. Auch dafür wird ein mathematisches Ersatzmodell entwickelt, welches in das Gesamtmodell der Induktionserwärmung integrierbar ist.

Im Anschluss erfolgt die Beschreibung der numerischen Simulation, welche zur Optimierung und Abschätzung des Streifeninduktors dient. Dabei ist zuerst der generelle Aufbau des Modells erläutert, bevor auf konkrete Optimierungsstudien eingegangen wird. Unter anderem zählt dazu die ideale Ausrichtung der einzelnen Bauelemente hinsichtlich eines gleichmäßig temperierten Anregungsbereiches. Abgeschlossen wird das Kapitel mit der Erläuterung leistungsbegrenzender Spulenfaktoren. Auch hier soll die Darlegung von Berechnungsgrundlagen eine überschlägige Abschätzung ermöglichen.

3.1. Ersatzmodell der induktiven Anregung

Dem besseren Verständnis und der Auslegung dient die Übertragung in ein mathematisches Ersatzmodell. Im Bild A der Abb. 3.1[211] ist dies beispielhaft für die induktive Anregung ferromagnetischer Materialien geschehen. Dabei kann das Transformatorprinzip zu Grunde gelegt werden. Die Spule bzw. der Induktor als Anregungsquelle erzeugt das Primärfeld. Als Sekundärwicklung mit einer Windung fungiert das zu erwärmende Bauteil.[212] In Analogie zum Transformator wird in Gl. (3.1) die Gegeninduktivität M sowie der Kopplungsfaktor k^* verwendet. Dabei beschreibt der Kennwert k^*, welcher Anteil des von der Primärspule erzeugten magnetischen Flusses die Sekundärspule durchflutet.

$$M = k^* \sqrt{L_P \, L_S} \tag{3.1}$$

[211] In Anlehnung an Walter und Gerardo 2011, S. 102–103
[212] Vgl. Benkowsky 1990, S. 12

Vom Transformatorprinzip abweichend strebt die induktive Erwärmung aber möglichst hohe Verluste im Sekundärkreis an. Das Ersatzschaltbild kann durch Spiegelung der ohmschen und induktiven Bauteillast in den Primärkreis sinnvoll reduziert werden. Mathematisch wird dies von Walter und Gerardo nachgewiesen, was im Anschluss dargestellt ist.

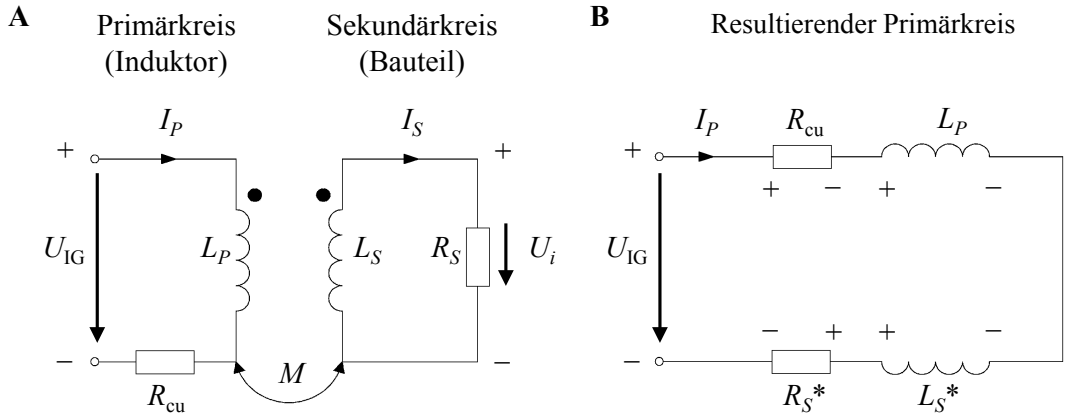


Abbildung 3.1.: **A**: Mathematisches Ersatzmodell der Induktionserwärmung;
B: Reduziertes Ersatzschaltbild[211]

Grundlage bildet das Ersatzmodell aus Bild A der Abb. 3.1[211]. Unter Annahme eines vernachlässigbar kleinen Kupferwiderstandes der Spule $R_{\mathrm{cu}} \to 0$ ergeben sich bei Anwendung der *Kirchhoff'schen Maschenregel* für die Spannungen im Primär- und Sekundärkreis:[213]

$$U_{\mathrm{IG}} = \mathrm{i}\omega L_P \; I_P - \mathrm{i}\omega M \; I_S \tag{3.2}$$

$$-U_i = \mathrm{i}\omega L_S \; I_S - \mathrm{i} \; M \; I_P \tag{3.3}$$

Mit $U_i = R_S \; I_S$ kann (3.3) bezüglich des Sekundärstromes umgestellt werden:

$$I_S = \frac{\mathrm{i}\omega M}{R_S + \mathrm{i}\omega L_S} \; I_P \tag{3.4}$$

Mit (3.4) in Gl. (3.2) lässt sich der im Bauteil fließende Strom I_S eliminieren:

$$U_{\mathrm{IG}} = \left[\frac{\omega^2 M^2}{R_S + \mathrm{i}\omega L_S} + \mathrm{i}\omega L_P \right] \; I_P \tag{3.5}$$

Unter Beachtung von $U_{\mathrm{IG}} = Z_P \; I_P$ ergibt sich aus (3.5) eine interessante Schlussfolgerung. Denn danach entspricht die Impedanz der Primärseite einer Reihenschaltung aus ungekoppelter Spuleninduktivität und komplexem Wirkwiderstand. Diese besitzt einen

[213] Vgl. Walter und Gerardo 2011, S. 102–103

imaginären Anteil, da sie unter anderem von der Induktivität des Bauteils abhängt. Mit der konjugiert komplexen Erweiterung kann vereinfacht werden:[214]

$$Z_R\left(\mathrm{i}\omega\right) = \frac{\omega^2 M^2\ R_S}{R_S^2 + \omega^2 L_S^2} - \mathrm{i}\omega\left[\frac{\omega M^2\ L_S}{R_S^2 + \omega^2 L_S^2}\right] = R_S^* + \mathrm{i}\omega\left[-L_S^*\right] \tag{3.6}$$

Somit entspricht der Realteil aus (3.6) dem Wirkwiderstand des zu erwärmenden Bauteils, reflektiert in den Primärkreis. Der Imaginärteil verdeutlicht die negative Induktivität, um welche die Gesamt-Induktivität reduziert wird. Diese Angaben werden auch von Benkowsky getroffen.[215] Das aus den beschriebenen Vereinfachungen resultierende Ersatzschaltbild ist im Bild B der Abb. 3.1[211] dargestellt. Resultierende Gesamt-Induktivität und Gesamt-Impedanz lassen sich nach (3.7) sowie (3.8) berechnen:

$$L_{\mathrm{res}} = L_P - L_S^* \tag{3.7}$$

$$Z_{\mathrm{res}} = R_{\mathrm{cu}} + R_S^* + \mathrm{i}\omega L_{\mathrm{res}} \tag{3.8}$$

Dabei ergibt sich die Induktivität des Primärkreises L_P aus (2.47). Zusätzlich wird das resultierende Ersatzschaltbild um den vernachlässigten Kupferwiderstand erweitert, welcher gemäß Gl. (3.13) bestimmbar ist. Zur Anwendung des Modells auf die induktive Erwärmung von CFK ist der Sekundärkreis des mathematischen Ersatzmodells nach Abb. 2.16 um eine kapazitive Komponente zu erweitern. Wie jedoch bereits auf den S. 49 und 55–60 ausgeführt, ist dies erst ab Induktionsfrequenzen von etwa 500 kHz notwendig. Für den betrachteten Fall ergibt sich somit keine Notwendigkeit zur weiteren Anpassung und das Modell wird wie angegeben verwendet.

3.2. Streifeninduktor für Reflexionsmessungen

Grundlage der Induktorentwicklung bildet eine Spule mit U-Kern aus einem Material hoher Permeabilität (bspw. Blechpaket oder Ferrit). Wird die Spule mit einer Wechselspannung betrieben, dann bildet sich an den Enden des Kerns ein alternierender Nord- und Südpol aus. Durch die Verbindung dieser Enden mittels eines ebenfalls magnetisch leitfähigen Bauteils schließt sich der Eisenkreis. Somit wird das Objekt von einem Magnetfeld durchströmt. Hieraus folgt wiederum ein dazu senkrechter Stromfluss, der im Bauteil thermische Effekte zur Folge hat. Mit dem beschriebenen Aufbau ist es also möglich, eine gezielte Temperaturerhöhung in einem Objektbereich hervorzurufen. Soll ein vergleichbarer Induktor für thermografische Messungen mit lediglich einseitiger Zugänglichkeit genutzt werden, sind allerdings die Spulenwicklungen störend. Die in Abb. 3.2[216] dargestellte Überlegung

[214] Vgl. Walter und Gerardo 2011, S. 102–103
[215] Vgl. Benkowsky 1990, S. 33–34
[216] In Anlehnung an Kraska u. a. 2013

gestattet es, diesen Bereich in zwei Spulen mit dazwischenliegendem Sichtfenster aufzuteilen. Somit ist eine freie Sicht der Thermografiekamera auf den erwärmten Prüfbereich gegeben, ohne die Induktorfunktion einzuschränken.[217]

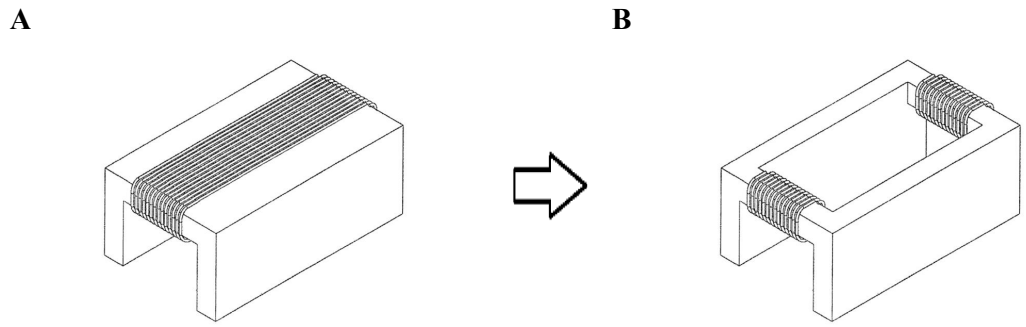


Abbildung 3.2.: Theoretische Entwicklung des Streifeninduktors aus Spule mit U-Kern[216]
A: Spule mit U-Kern (im Transformatorenbau gebräuchlich)
B: Aufteilung der Wicklungen ermöglicht Sichtfenster

Der grundlegende Aufbau des Streifeninduktors wird in Abb. 3.3 aus Blickrichtung der Thermografiekamera dargestellt. Zwei Zylinderspulen mit Ferritkern bilden ein Spulenpaar, zwischen dem sich das Sichtfenster befindet. An den Enden sind beide Spulen bzw. Kerne über Ferritplatten miteinander verbunden. Im Schnitt Z-Z ist dies gut zu erkennen, denn hier stellt der komplette schraffierte Bereich Ferritmaterial dar.[217]

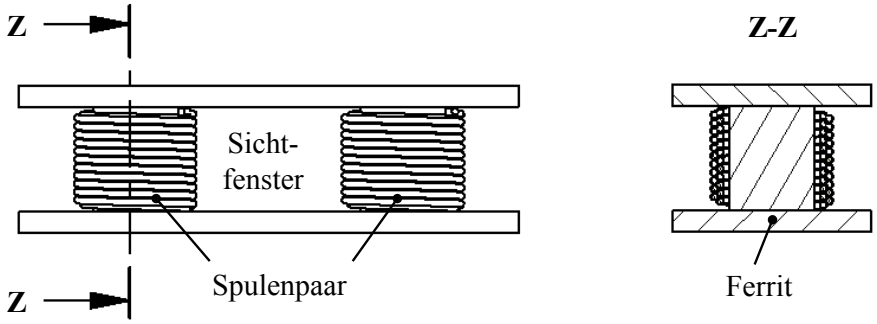


Abbildung 3.3.: Prinzipskizze des Streifeninduktors

Bei identischem Umlaufsinn des Stroms bildet sich an dem Spulenpaar ein gleich gerichtetes Magnetfeld aus. In Folge der Ferritplatten geschieht dies nicht nur im Umfeld der beiden Spulen, sondern über die komplette Breite des Streifeninduktors. Wird ein magnetisch leitfähiges Prüfobjekt eingebracht, kommt es zur Induktion von Wirbelströmen. Diese erwärmen das Prüfobjekt, was thermografisch durch das Sichtfenster zu beobachten ist.

[217] Vgl. Kraska u. a. 2013

3.2.1. Ersatzmodell des Streifeninduktors

Im Folgenden soll für den Streifeninduktor zusätzlich ein Ersatzmodell vorgestellt werden, mit dem die Abschätzung der Spuleninduktivität L_P möglich ist. Diese ist vor allem zur Anpassung des Induktors an spezielle Induktionsgeneratoren wichtig. Durch eine vertikale Linie in Sichtfenstermitte wird der Induktor aus Bild A der Abb. 3.4 in zwei symmetrische Hälften aufgeteilt. Das ist für die Auslegung von grundlegender Bedeutung. Im Folgenden wird die Berechnung an einer Hälfte vorgestellt. Durch die Verdopplung der ermittelten Induktivität ist die Berechnung auf den gesamten Streifeninduktor anwendbar. Das Modell aus Abb. 3.3 wird dazu um ein ferromagnetisches Bauteil als zu erwärmendes Objekt erweitert. Die Abschätzung kann zwar auch an Luft erfolgen, allerdings sind die Werte des Streuflusses dabei nur schlecht quantifizierbar. Idealerweise wird ein minimaler Luftspalt zwischen Induktor und Bauteil vorausgesetzt sowie ein komplett in diesem Kreis befindlicher Magnetfluss. Gemäß Bild B der Abb. 3.4 lässt sich das Induktormodell in vier Teilbereiche zerlegen.

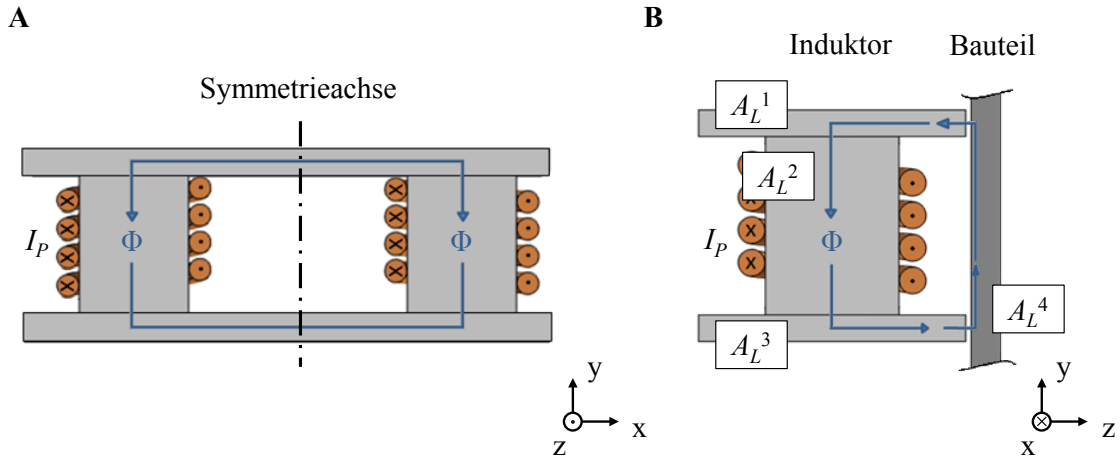


Abbildung 3.4.: **A**: Prinzipskizze des Streifeninduktors mit idealisiertem Magnetfluss Φ
B: Ersatzmodell zur Bestimmung der Induktivität aus Schnitt Z-Z

Für jeden Teilbereich ist die Bestimmung des Induktivitätsfaktors nach Gl. (2.47) möglich. Zur Vereinfachung wird dabei eine mittlere magnetische Pfadlänge angenommen, wodurch sich der komplette magnetische Fluss Φ auf das Zentrum der Ferritplatten bzw. des Ferritkerns und im Bauteil auf die Mitte der Skintiefe δ_s bezieht. Die relative Permeabilität des Kern- und Plattenmaterials lässt sich den entsprechenden Datenblättern entnehmen (siehe Tab. 3.2). Für das Bauteil ist sie experimentell zu ermitteln oder zu schätzen. In den weiteren Berechnungen wird gemäß Tab. 2.1 für die Permeabilität des Stahlbleches ein Wert von $879{,}7 \cdot 10^{-6}\,\mathrm{V\,s/(A\,m)}$ angenommen. Bei der Bestimmung der Induktivitätsfaktoren wird mit der jeweiligen Permeabilität multipliziert. Weiterhin setzt der Wert die

vom magnetischen Fluss durchströmte effektive Querschnittsfläche zu seiner Weglänge in Relation.

Induktivitätsfaktor der Ferritplatten A_L^1 und A_L^3: Die entsprechende Querschnittsfläche $A_{\text{eff}}^{\text{xy}}$ liegt in der xy-Ebene und bildet das Produkt aus der Dicke einer Ferritplatte und dem Abstand vom Kernmittelpunkt bis zur gedachten Spiegelachse. Ins Verhältnis gesetzt wird sie zur Weglänge in z-Koordinate $l_{\text{eff}}^{\text{z}}$, welche sich aus dem Abstand von Kernmittelachse bis zur Mitte der Skintiefe im Bauteil ergibt.

Induktivitätsfaktor der Zylinderspule mit Ferritkern A_L^2: Hier kann die Durchflutungsfläche $A_{\text{eff}}^{\text{xz1}}$ aus der Gleichung für Kreisflächen ermittelt werden, welche vom Durchmesser des Kernes abhängt. In Relation gebracht wird sie zur Weglänge der Feldlinien $l_{\text{eff}}^{\text{y}}$, welche aus dem mittleren Abstand der beiden Ferritplatten resultiert.

Induktivitätsfaktor des Bauteils A_L^4: Aus dem Produkt der Skintiefe und dem Abstand vom Kernmittelpunkt bis zur gedachten Spiegelachse bestimmt sich die durchflutete Fläche $A_{\text{eff}}^{\text{xz2}}$. Diese wird auf die effektive Länge $l_{\text{eff}}^{\text{y}}$ bezogen.

Die Induktivitätsfaktoren A_L^u können als Reihenschaltung angesehen und mittels Gl. (3.9) zum Gesamtfaktor A_L^{ges} aufsummiert werden:

$$\frac{1}{A_L^{\text{ges}}} = \sum_{u=1}^{4} \frac{1}{A_L^u} \tag{3.9}$$

Daraufhin ist nach Gl. (2.47) eine Bestimmung der Spuleninduktivität L_P durch die Multiplikation mit dem Quadrat der Windungszahl möglich. Da die Berechnung für eine Spulenhälfte dargestellt ist, muss der berechnete Wert verdoppelt werden.

3.2.2. Simulation des Streifeninduktors mit COMSOL Multiphysics®

Bei der Bauteilerwärmung durch das Magnetfeld einer stromdurchflossenen Spule handelt es sich um einen komplexen physikalischen Prozess. Die dabei auftretenden Induktions- und Wärmeleitungsvorgänge lassen sich mathematisch mittels parabolischer Diffusionsgleichungen beschreiben. Dies wurde bereits im Stand der Technik erläutert. Analytische Lösungen finden sich jedoch nur für stark vereinfachte Fälle (bspw. Eindimensionalität). Ist ein solcher Abstraktionsgrad nicht tolerierbar, muss eine numerische Lösung erfolgen. Da sie sich speziell für Differentialgleichungen eignen, bieten sich Verfahren auf Basis der Finiten Elemente Methode (FEM) an.

Die simulationsbasierte Auslegung verspricht mehrere Vorteile. So lassen sich sämtliche Versuchsparameter variieren und die Auswirkungen auf das Ergebnis sind sofort ersichtlich. Es ist sogar möglich, voneinander abhängige Größen wie magnetisches und thermi-

sches Feld einzeln zu berechnen. Erstellte Modelle sind beliebig drehbar, Detailansichten lassen sich vergrößern und selbst Abläufe im Objektinneren visualisieren. Somit können Entwicklungen schneller optimiert und umgesetzt werden.[218] Dieses Potential erkannte auch die Forschung. Daher finden sich in den letzten Jahren vermehrt Publikationen, in denen experimentelle Untersuchungen durch numerische Simulation ergänzt sind.[219]

Allgemeine Vorgehensweise der Modellerstellung

Im vorliegenden Fall wird COMSOL Multiphysics® (nachfolgend nur noch COMSOL®) verwendet. Da es sich bei der Induktionserwärmung um einen gekoppelt elektromagnetisch-thermischen Vorgang handelt, werden mehrere Teilprozesse zur vollständigen Nachbildung benötigt. Beispielsweise ergeben sich folgende drei Schritte, um die IPT als Flächenheizung detailliert nachzubilden.

1. Elektromagnetisches Modell für die Generierung und Verteilung der Wirbelströme.
2. Elektrothermisches Modell der Umwandlung von Wirbelströmen in Wärme zur Ermittlung eines transienten Temperaturfeldes zu einem bestimmten Zeitpunkt.
3. Modell der Wärmeleitfähigkeit zur Bestimmung des Wärmeflusses von der Oberfläche ins Material.[220]

Für die Simulation der Volumenheizung muss der dritte Punkt abgewandelt werden, da hierbei nur ein Wärmefluss von der Fehlstelle zur Oberfläche erfolgt.

Aufgrund des Komplexitätsgrades erweist sich die in COMSOL® implementierte Mehrfeldsimulation als großer Vorteil. Denn damit lassen sich unterschiedliche physikalische Phänomene in einem Modell abbilden. Über die Verknüpfung der einzelnen Prozesse ist dann eine zusammenhängende und realitätsnahe Lösung möglich. Besteht Interesse an einem Teilschritt, sollte lediglich dieser nachgebildet und damit Rechenzeit gespart werden. Hierfür besteht die Möglichkeit, Module bedarfsgerecht ein- und auszublenden.

Auf den folgenden Seiten ist die generelle Vorgehensweise einer Modellierung anhand von sieben Schritten erläutert.[221] Dabei wird sich immer wieder auf den Fall der Induktionserwärmung bezogen. Weitere Unterkapitel gehen dann speziell auf die erstellten Modelle bzw. Induktoren ein. Für den Streifeninduktor wird eine Variante im Mittelfrequenzbereich aufgebaut und simulativ verbessert. Im weiteren Verlauf trägt sie nur noch die Bezeich-

[218] Vgl. Carl und Zenzinger 2005
[219] Siehe beispielsweise Tsopelas und Siakavellas 2007, Oswald-Tranta 2008 oder Walle u. a. 2011
[220] In Anlehnung an Carl und Zenzinger 2005 und Kiran Kumar u. a. 2008, S. 545
[221] In Anlehnung an van der Linden und Scheuren 2012, S. 7

nung MF-Induktor. Zum praktischen Einsatz kommt an CFK zusätzlich ein HF-Induktor. Die Unterschiede zwischen beiden Streifeninduktoren sind auf S. 94 erläutert.

Festlegung von Dimension und physikalischem Modell

Vor der geometrischen Konstruktion muss sich mit dem grundlegenden Aufbau auseinandergesetzt werden. Da mit steigender Komplexität auch die Rechenzeit erheblich zunimmt, ist eine möglichst simple Gestaltung empfehlenswert. Hierbei führt die Verwendung rotations- oder spiegelsymmetrischer Strukturen zu starken Vereinfachungen. Neben dem reduzierten Rechenaufwand ergeben sich auch Vorteile im Konstruktionsprozess. Beispielsweise kann bei Rotationssymmetrie die Erstellung im zweidimensionalen Raum erfolgen. Dies ist sinnvoll, um Induktionsvorgänge einfacher Geometrien wie die der Zylinderspule zu modellieren.

Auf die Dimensionswahl folgt die Festlegung des physikalischen Modells. Dabei liegen die elektromagnetischen Vorgänge zur Auslegung und Optimierung des Induktors im Fokus. Entsprechende Berechnungen erlaubt das AC / DC Modul. Mit dem gewählten Interface der „Magnetic Fields“ lassen sich Stromquellen zur Erzeugung magnetischer Felder definieren. Um die Magnetfeldausprägungen einer bestimmten Spulengeometrie nachzubilden, kann eine zeitharmonische Lösung im Frequenzbereich („Frequency Domain“) erfolgen. Somit handelt es sich um ein lineares Problem, welches relativ einfach lösbar ist. Nichtlineare Vorgänge wie Sättigungseffekte sind im Zeitbereich zu simulieren und verlangen einen erheblich größeren Rechenaufwand.[222]

Mit dem elektrothermischen Modell wird die Heizleistung in eine entsprechende Temperaturdifferenz umgesetzt. Dazu dient das Interface des Wärmetransportes in Feststoffen („Heat Transfer in Solids“). Die Simulation erfolgt im Zeitbereich („Time Dependent“) und nutzt die berechnete Heizleistung aus dem AC / DC Modul als Eingangsgröße („Boundary Heat Source“). Zur Verknüpfung ist eine abfallende Stufenfunktion notwendig, deren Länge der Induktionsdauer entspricht. Auf die gekoppelte Berechnung von elektromagnetischem und elektrothermischem Modell kann verzichtet werden. Dies wäre beim Vorliegen temperaturabhängiger Materialeigenschaften notwendig. Ebenso wird auf das Modell der Wärmeleitungsvorgänge verzichtet, da dies keinen Mehrwert für die Auslegung des Induktors als Anregungsquelle hat.

Erstellung der Geometrie

Um die Induktionserwärmung in einem Simulationsmodell nachbilden zu können, werden typischerweise drei Komponenten benötigt. Die Spule beinhaltet die Wicklungen als stromführende Gebiete sowie mögliches Kernmaterial (bspw. Ferrit oder Blechpaket). Zweites wichtiges Element ist die zu erwärmende Probe. Weiterhin ist im Modell ein ausreichend

[222] Vgl. van der Linden und Scheuren 2012, S. 58

großer Luftraum um Induktor und Probe vorzusehen. In diesem muss sich das elektromagnetische Feld ungehindert ausbreiten können. Eine Geometrieerstellung mittels Parametrisierung ist zu empfehlen. Denn damit lassen sich die Werte schnell anpassen und Optimierungsstudien sind ohne großen Mehraufwand durchführbar.

Wahl der Materialparamter
Da nur geringe Temperaturhübe von wenigen Kelvin nachzubilden sind, können entkoppelte Modelle mit temperaturunabhängigen Materialeigenschaften angenommen werden. Trotzdem sollte der vollständigen Parameterdefinition besondere Aufmerksamkeit geschenkt werden, um ein aussagekräftiges Ergebnis bzw. realitätsnahe Heizraten zu erzielen. Für die elektromagnetischen Vorgänge sind elektrische und magnetische Leitfähigkeit der Probe anzuführen. Das elektrothermische Modell verlangt weiterhin die Angabe von Dichte, spezifischer Wärmekapazität und Wärmeleitfähigkeit. Hierfür bietet COMSOL® eine umfangreiche Bibliothek zur Übernahme charakteristischer Materialparameter.

Neben den Materialeigenschaften der Probe sind auch die Parameter der Induktionsspule (Stromdichte, Induktionsfrequenz und ggf. Ferritmaterial) als Eingangsgrößen zu definieren. Ferritmaterialen weisen hohe Permeabilitäten auf und besitzen eine verstärkende Wirkung auf das Magnetfeld. Der große Vorteil gegenüber ferromagnetischen Werkstoffen ist die geringe elektrische Leitfähigkeit. Somit werden nur minimal Wirbelströme induziert, weshalb kein Skin-Effekt auftritt. Damit reduziert sich auch erheblich die auftretende Verlustleistung bzw. Wärmeentwicklung. Die Herstellung entsprechender Bauteile erfolgt in einem Sinterprozess. Hieraus ergibt sich aber auch ein entscheidender Nachteil von Ferritmaterialien. Es entsteht ein hartes und sprödes Material mit hoher Bruchneigung.

Der Luft wird eine geringe elektrische Leitfähigkeit von $10\,\mathrm{A/(V\,m)}$ zugewiesen. Da dies das Auftreten einer singulären Steifigkeitsmatrix verhindert, erlangt das Modell numerische Stabilität. Geringere Werte für die elektrische Leitfähigkeit würden die Berechnungszeit erheblich steigern und zu hohe Werte das physikalische Modell beeinträchtigen.[223]

Zuweisung physikalischer Eigenschaften
Die einzelnen Modelle beinhalten Physik Interfaces mit vordefinierten Standard-Randbedingungen. Darüber hinaus lassen sich auch physikalische Bedingungen individualisieren. Dies ist im vorliegenden Fall aber nicht notwendig.

Das Interface der Magnetischen Felder wird auf das gesamte Modell angewendet. Hierbei gehen das Ampére'sche Gesetz (2.31) mit den Materialgleichungen für das elektrische Feld (2.32) und das magnetische Feld (2.33) ein. Als magnetische Isolierung („Magnetic Insulation“) werden die Grenzen des parametrisierten Luftraumes definiert. Darüber hi-

[223] Vgl. van der Linden und Scheuren 2012, S. 34, S. 59

naus kommt es zu keiner Berechnung des magnetischen Feldes. Die Berücksichtigung einer weiteren Ausdehnung ist aber mit dem unendlichen Raum („Infinite Elements Domain“) möglich. Über die Impedanz-Randbedingung („Impedance Boundary Condition“) ist bei sehr geringen Skintiefen eine weitere Vereinfachung realisierbar. Denn damit werden Wirbelstromeffekte lediglich auf die Probenoberfläche bezogen und das Innere vernachlässigt. Die magnetische Isolierung ist für entsprechende Bereiche dann außer Kraft gesetzt.

Nur in Ausnahmefällen ist es notwendig, Spulenwicklungen und darin fließende Ströme detailliert nachzubilden. Stattdessen lassen sich stromführende Gebiete praktischerweise zusammenfassen. Im vorliegenden Fall werden die Ferritkerne als Volumen modelliert und die Oberfläche zur Stromdefinition benutzt. Hierbei erfolgt eine Abstraktion über die Höhe der Spulenwicklungen bzw. der Einzelleiter. Somit wird die Stromverteilung für eine ringförmig geschlossene Fläche im Interface Oberflächenstrom („Surface Current“) in A/m beschrieben. Ebenfalls vernachlässigen lassen sich Zuleitungen und Anschlüsse des Induktors.[224]

Die Simulation des Wärmetransportes wird nur auf das Blech bezogen („Boundary Heat Source“), was den Rechenaufwand erheblich reduziert. Grundlage dafür bildet die allgemeine Wärmediffusionsgleichung (2.2). Als Randbedingung dient allerdings nicht die standardmäßig genutzte Wärmeisolierung („Thermal Insulation“) für den inneren Wärmefluss. Stattdessen erfolgt eine Wärmeübertragung an die Umgebung mittels Konvektion („Convective Heat Flux“), deren Wert durch den Wärmeübergangskoeffizienten zu definieren ist. Zusätzlich ist die Wärmestrahlung an die Umgebung („Surface-to-Ambient Radiation“) anzugeben. Dazu wird das Stefan-Boltzmann-Gesetz (2.8) für reale Körper verwendet. Hierbei werden der Emissionsgrad der Oberfläche und die Anfangstemperatur benötigt.

Vernetzung

Mit der Vernetzung wird das Modell in eine endliche Anzahl von Bereichen aufgelöst. Tetraedernetze werden genutzt, um Volumenelemente zu vernetzen. Die Größe ist sowohl global, als auch lokal für jedes einzelne Netz oder Volumenelement gesondert einstellbar. Dreiecksnetze werden zur Vernetzung von Oberflächen genutzt. Zur Auflösung der Skintiefe mit einer bestimmten Anzahl an Elementen kann dieses Netz auch abgetastet werden. Im vorliegenden Fall bleibt das Probeninnere aber in der Vernetzung unberücksichtigt und es erfolgt keine Berechnung.

Lösung

Für die einzelnen Elemente werden Funktionen gebildet und in einem Gleichungssystem miteinander verknüpft. Dieses wird numerisch gelöst, wobei der Rechenaufwand entschei-

[224] Vgl. van der Linden und Scheuren 2012, S. 41, S. 63

dend von der Elementanzahl abhängt. Allerdings stellt die Lösung nur eine Näherung dar, welche sich durch Erhöhung der Freiheitsgrade verbessern lässt.

Auswertung Ergebnisse
Die abschließende Auswertung dient der Beurteilung und Ergebnisanalyse. In dieser Arbeit werden dazu mehrere Parameterstudien durchgeführt.

Simulationsmodell des MF-Induktors

Im aufgebauten Simulationsmodell ergeben sich keine nutzbaren Symmetrien. Gemäß Bild A der Abb. 3.4 könnte der Induktor entlang der Symmetrieachse in zwei baugleiche Hälften aufgeteilt werden. Jedoch muss der Stromfluss in beiden Spulen die gleiche Orientierung aufweisen, damit ein gleichgerichtetes Magnetfeld resultiert. Dies ist aber bei spiegelsymmetrischer Aufteilung nicht gegeben, weshalb sich für die dreidimensionale Konstruktionsebene entschieden wird.

Ein erstes Simulationsmodell diente dazu, die Funktionsweise des Streifeninduktors zu überprüfen. Darauf basierend wurden Kaufteile ausgewählt und mit diesen ein Prototyp aufgebaut. Ausgelegt ist dieser MF-Induktor auf die Prüfung von Steppnähten (Engl.: Stitch Weld) mit einer maximalen Länge von 40 mm. Infolgedessen wurde sich für ein Sichtfenster mit einem Ausschnitt von $50 \times 25\,\mathrm{mm}^2$ (Breite×Höhe) gewählt. Das entsprechende Modell zeigt Abb. 3.5[225].

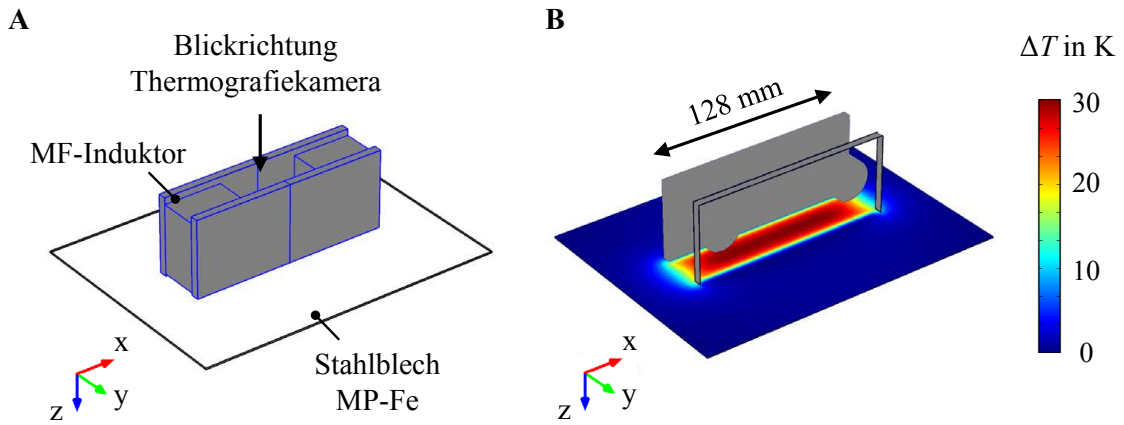


Abbildung 3.5.: **A**: Prinzipskizze der Anordnung von Streifeninduktor und Prüfobjekt; **B**: Simulationsmodell des MF-Induktors mit COMSOL®[225]

[225] In Anlehnung an Hönl u. a. 2013, S. 5

Mit der Simulation lässt sich während des Induktoraufbaus die optimale Höhe der Ferritkerne bestimmen. Bei dieser soll der Anregungsbereich die maximale Temperaturhomogenität aufweisen. Ebenfalls ist eine theoretische Klärung von Parametern wie Anregungsdauer und Induktionsfrequenz möglich. Des Weiteren lassen sich die Auswirkungen eines unvollständig geschlossenen Magnetfeldkreises untersuchen. Dazu erfolgt eine Verschiebung der Probe in allen drei Dimensionen. Allerdings können die entsprechenden Studien erst beschrieben werden, nachdem die geometrischen Spezifikationen des Modells geklärt sind. Sie finden sich in der Tab. 3.1 für die Auslegung des MF-Induktors.

Tabelle 3.1.: Geometrische Parameter des Simulationsmodelles

Geometrische Parameter mit Achsenorientierung	**MF-Induktor**
Luftraum	
Länge, Breite und Höhe des Luftraumes (x-, y- & z-Achse) in mm	250; 250; 250
Spule	
Radius und Länge des Ferritkerns (x- & y-Achse) in mm[226]	11; 25
Länge, Breite und Höhe der Ferritplatten (x-, y- & z-Achse) in mm[227]	64; 5; 50
Abstand Spulenmitten (x-Achse) in mm	90
Höhe Ferritkern zur Induktorunterkante (z-Achse) in mm	25 (16 - 34)
Probe	
Länge, Höhe und Breite der Probe (x-, y- & z-Achse) in mm	200; 150; 1,1
Abstand Induktorunterkante zur Probe (z-Achse) in mm	1 (1 - 7)

Es werden insgesamt vier Ferritplatten (zwei pro Seite) und zwei Ferritkerne für einen Streifeninduktor verbaut. Bei der Zuweisung physikalischer Eigenschaften wird auf die umfangreiche Materialbibliothek von COMSOL® zurückgegriffen. Für die stromführenden Gebiete ist Kupfer mit seinen hinterlegten Werkstoffeigenschaften angegeben. Da Stahlblech das übliche Probenmaterial des MF-Induktors darstellt, wird es auch im Modell verwendet. Die spezifischen Materialparameter sind der Tab. 2.1 entnommen. Eine Übersicht aller physikalischer Modellgrößen liefert Tab. 3.2. Von besonderem Interesse ist eine Parameterdefinition für die ferritischen Bauteile. Zur Detaillierung werden die entsprechenden Datenblätter herangezogen.

[226] Angabe gemäß Kaschke Components 2008
[227] Angabe gemäß Philips Components 1999

Tabelle 3.2.: Physikalische Parameter des Simulationsmodelles

Physikalischer Parameter	**MF-Induktor**
Luftraum	
Elektrische Leitfähigkeit σ_k in A/(V m)	10
Raumtemperatur T in K	293,15
Spule	
Relative Permeabilität μ_r der Ferritkerne[228]	2100
Relative Permeabilität μ_r der Ferritplatten[229]	2300
Induktionsfrequenz f_i in kHz	18 (8 - 18)
Wicklungen je Spule N	23
Leiterstrom I_P in A	43
Probe	
Material	Stahl
Relative Permeabilität μ_r	700
Elektrische Leitfähigkeit σ_k in A/(V m)	10^7
Emissionsgrad ϵ der geschwärzten Oberfläche[230]	0,95
Wärmeübergangskoeffizient h_{th} in W/(K m^2)[231]	6

Die sich anschließende Vernetzung erfolgt gemäß der Beschreibung im allgemeinen Teil. Daraufhin sind mit dem Modell die gewünschten Parameterstudien durchführbar. In den einzelnen Studien wird immer nur ein Parameter variiert und die anderen Werte bleiben konstant. In den beiden Tabellen mit Parametern zeigen die Angaben in Klammern die minimale und maximale Grenze der Parameterstudien. Vor der Klammer steht der standardmäßig verwendete Zahlenwert. Als Basis dienen gemäß Tab. 3.1 eine Spulenhöhe von 25 mm und ein Abstand der Induktorunterkante zur Probe von 1 mm. Nach Tab. 3.2 beträgt die generelle Induktionsfrequenz 18 kHz. Die Dauer des Induktionspulses ist üblicherweise 0,5 s. Eine adäquate Ergebnisbeschreibung ist im Anschluss dargelegt.

[228] Angabe gemäß Kaschke Components 2008
[229] Angabe gemäß Ferroxcube 2008a
[230] Angabe gemäß Bernhard 2014, S. 1241
[231] Angabe gemäß DIN EN ISO 6946 2008, S. 18, Tabelle A.1

Studie zur optimalen Höhe der Ferritkerne

Eine der grundlegenden Anforderungen an den Streifeninduktor besteht darin, innerhalb der Anregungsfläche eine möglichst hohe Temperaturhomogenität aufzuweisen. Dies gilt besonders im Bereich des Sichtfensters. Da die Vermutung besteht, dass die Höhe der Spulen bzw. der Ferritkerne einen direkten Einfluss darauf hat, wurde dies in einer vorgelagerten Parameterstudie genauer untersucht. Das Simulationsergebnis für 18 kHz und 0,5 s ist in Abb. 3.6 dargestellt.

Um den optimalen Abstand der Spulenkerne zur Unterkante der Ferritplatte zu ermitteln, werden vier Rechnungen für 16 mm, 22 mm, 28 mm und 34 mm durchgeführt. Im Ergebnis sind die Auswirkungen auf die thermische Homogenität des Anregungsbereiches jedoch geringer als vermutet. Befinden sich die Spulen sehr nah am Bauteil bzw. am unteren Ende der Ferritplatten, dann tritt im Bereich des Sichtfensters eine Temperatursenke auf. Bei einer Spulenhöhe von 22 mm ist dieser Effekt nur noch marginal sichtbar. Bis zum maximalen Abstand ändert sich daran auch nichts und weitere Verzerrungen des Temperaturfeldes bleiben aus. Daher wird entschieden, die Spulen in halber Höhe der Ferritplatten von 25 mm anzuordnen.

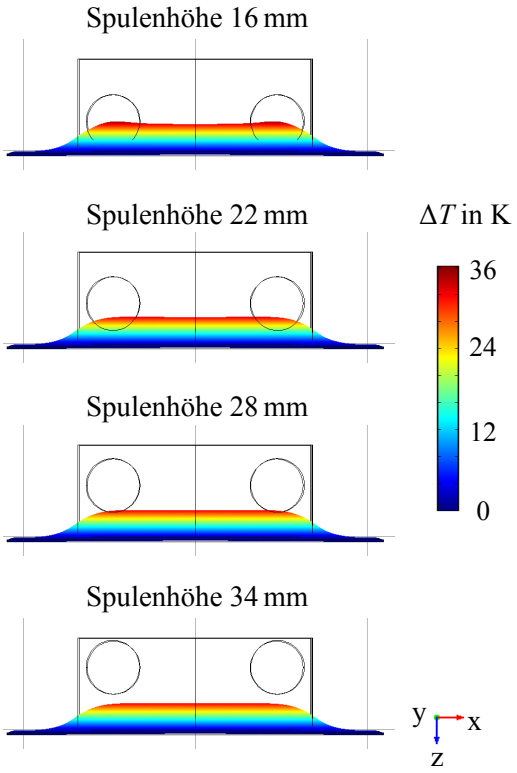


Abbildung 3.6.: Simulationsstudie zur Ermittlung der optimalen Spulenhöhe

Studie zur Induktionsfrequenz

Neben der Klärung geometrischer Fragestellungen wird mit dem aufgebauten Simulationsmodell eine Frequenzstudie durchgeführt. Damit ist die Induktionsfrequenz f_i zu ermitteln, welche einen maximalen Temperaturhub am Bauteil hervorruft. Der Einstellbereich des verwendeten Induktionsgenerators IFF EW100 (Genauere Angaben siehe S. 99) beträgt 8 kHz - 18 kHz. Diese Grenzen werden in die Frequenzstudie aufgenommen und um zwei Zwischenwerte ergänzt. In der Abb. 3.7 sind die resultierenden Ergebnisbilder bei einer Pulsdauer von 0,5 s aufgeführt.

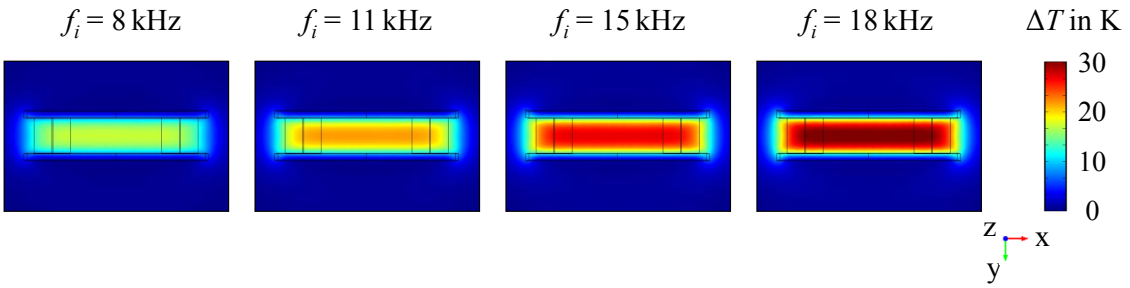


Abbildung 3.7.: Simulationsstudie zur Ermittlung der optimalen Frequenz bei 0,5 s

Aus der Studie ist erkennbar, dass ein Anstieg der Induktionsfrequenz mit einer wachsenden Heizleistung in Verbindung steht. Bei 8 kHz werden 17 K maximale Temperaturdifferenz erreicht, bei 11 kHz etwa 22 K, bei 15 kHz etwa 27 K und bei 18 kHz bis zu 31 K.

Studie zur Anregungsdauer

Weiterhin ist zu untersuchen, wie die Auswirkungen unterschiedlich langer Induktionspulse auf die Temperaturdifferenzen sind. Bei einer kurzen Anregungsdauer t_i ist der resultierende Temperaturhub oft zu gering und es ergeben sich keine klaren Fehlerbilder. Hingegen resultiert aus zu langen Induktionspulsen eine Unschärfe der thermischen Kontraste. Ursache sind die sofort einsetzenden thermischen Ausgleichsvorgänge. In beiden Fällen gestaltet es sich schwierig, detektierte Fehler in Größe und Umfang richtig einzuschätzen. Deshalb stellt der zu ermittelnde Wert einen Kompromiss aus beiden Abhängigkeiten dar und soll über eine Parameterstudie verifiziert werden. Die über alle vier Rechnungen konstante Induktionsfrequenz beträgt 18 kHz.

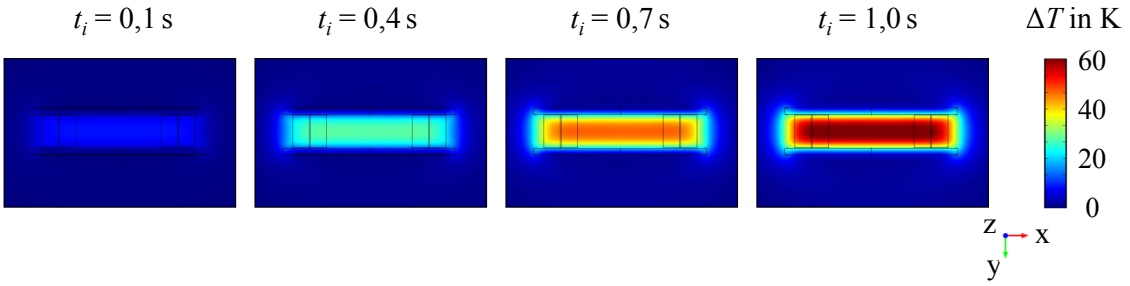


Abbildung 3.8.: Simulationsstudie zur Ermittlung der Temperaturdifferenzen bei 18 kHz und wachsender Anregungsdauer

Bei einer Anregungsdauer von 0,1 s wird eine maximale Temperaturdifferenz von 8 K, bei 0,4 s von 28 K, bei 0,7 s von 47 K und bei 1,0 s von bis zu 62 K erreicht. Entschieden wird sich für eine Anregungszeit von 0,5 s, aus welcher eine maximale Temperaturdifferenz von 32 K resultiert. Nach der Durchführung einer Messreihe werden diese theoretischen Werte den praktisch ermittelten Heizraten in Abschnitt 6.1 gegenübergestellt.

Studie zum Abstand zwischen Induktorunterkante und Probe

Bei der Bildung des Ersatzmodells (siehe S. 80) wird von einem minimalen Abstand zwischen Induktor und Probe ausgegangen. Unter realitätsnahen Bedingungen ergibt sich aber ein Luftspalt, welcher erheblichen Einfluss auf den resultierenden Magnetfluss besitzt. Deshalb wird in einer Simulationsstudie auch dieser Parameter untersucht. Ausgangsbasis bildet das bekannte Modell mit einer konstanten Induktionsfrequenz von 18 kHz und einer Anregungsdauer von 0,5 s. Beträgt der Abstand zwischen Induktor und Probe übliche 1 mm, folgt eine maximale Temperaturdifferenz von 31 K. Bei 3 mm sind es etwa 22 K, bei 5 mm etwa 16 K und bei 7 mm immerhin noch 12 K.

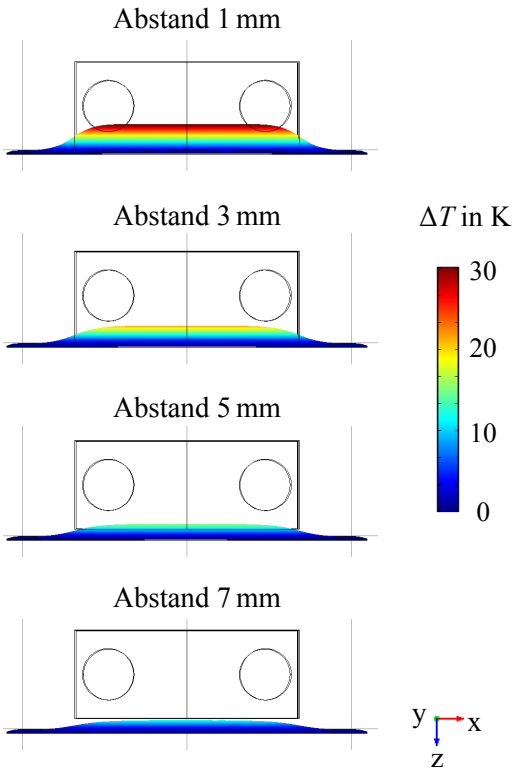


Abbildung 3.9.: Simulationsstudie zum Induktorabstand zur Probe bei 18 kHz und 0,5 s

Studie zum unvollständig geschlossenen Eisenkreis

Ein zu großer Abstand zwischen Streifeninduktor und Probe stellt nur eine Möglichkeit für einen unvollständig geschlossenen Eisenkreis dar. Ein Versatz zwischen beiden Objekten hat ähnliche Konsequenzen. Im Modell wird dies durch die horizontale und vertikale Verschiebung des Probenmittelpunktes nachgebildet. Resultierende Ergebnisbilder zeigen Abb. 3.10 und Abb. 3.11.

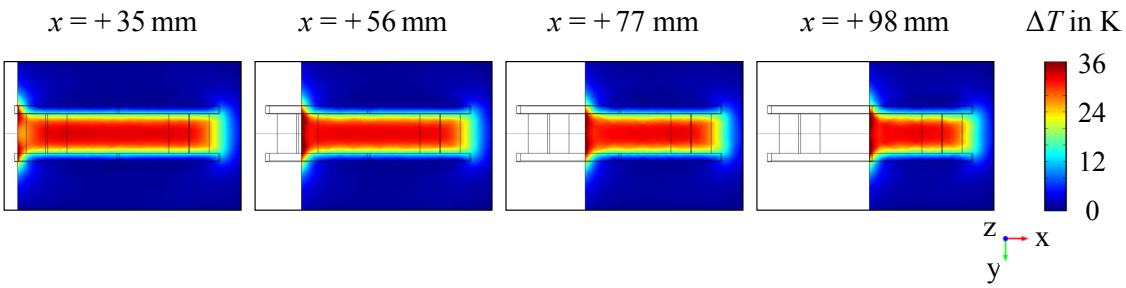


Abbildung 3.10.: Simulationsstudie zu unvollständig geschlossenem Eisenkreis aufgrund horizontaler Probenverschiebung bei 18 kHz und 0,5 s

Wird Strom in ein Bauteil mit Kanten induziert, dann treten in den Eckbereichen vermehrt Wirbelströme auf. Aus dieser Stromkonzentration resultiert ebenfalls eine stärkere Erwärmung der entsprechenden Regionen. Das beschriebene Phänomen trägt die Bezeichnung Kanteneffekt. Im Modell ist es bei der Verschiebung des Stahlbleches in x-Richtung stark ausgeprägt. Dazu wird der Probenmittelpunkt in vier Schritten um bis zu 98 mm versetzt. Die maximale Temperaturdifferenz bei vollständiger Überdeckung bzw. ohne Verschiebung der Probe beträgt 31 K. Bei einem Versatz von 35 mm ergeben sich 36 K, bei 56 mm etwa 42 K, bei 77 mm etwa 38 K und bei 98 mm etwa 39 K.

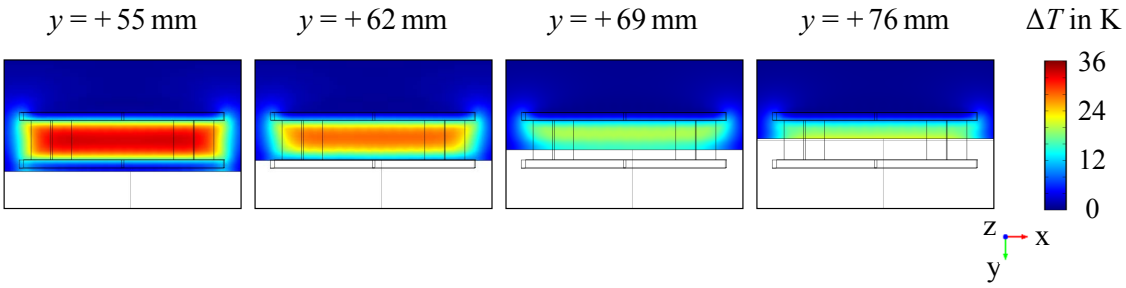


Abbildung 3.11.: Simulationsstudie zu unvollständig geschlossenem Eisenkreis aufgrund vertikaler Probenverschiebung bei 18 kHz und 0,5 s

Bei der vertikalen Verschiebung in y-Richtung kommt es zu einem viel geringeren Kanteneffekt. Somit zeigen sich hier viel deutlicher die sinkenden Temperaturwerte infolge des unvollständig geschlossenen Eisenkreises. Für einen Versatz von 55 mm ergeben sich als maximale Temperaturdifferenz 32 K, für 62 mm etwa 27 K, für 69 mm etwa 19 K und für 76 mm immer noch 21 K.

Studie zur Lochgitterprobe

In den Grundlagenuntersuchungen (siehe Abschnitt 5.1.4) wird als Probe unter anderem ein Lochgitter verwendet. Da es bei der Anregung mit dem MF-Induktor zu einer ungewöhnlichen Temperaturverteilung kommt, sollen die Ergebnisse anhand eines Simulationsmodells verifiziert werden. Die Dicke der zu modellierenden Probe beträgt 1,5 mm. Während die rechteckigen Materialaussparungen $5 \times 5\,\mathrm{mm}^2$ (Breite×Höhe) aufweisen, betragen Breite und Höhe der Blechstege jeweils 3,3 mm. In Abb. 3.12 ist das Simulationsmodell sowie der induktiv angeregte Probenbereich bei einer Induktionsfrequenz von 18 kHz und einer Anregungsdauer von 0,5 s dargestellt. Hierbei beträgt die maximale Temperaturdifferenz 35 K. Allerdings ist die Erwärmung nicht gleichmäßig über die Probe verteilt. Während die stärkste Erwärmung in den senkrechten Blechstegen messbar ist, bleiben die anderen Materialbereiche deutlich kühler.

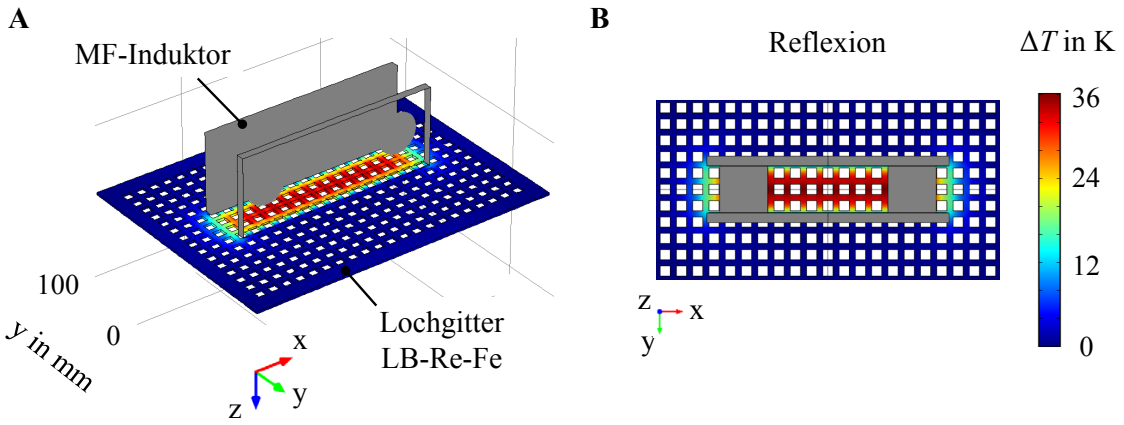


Abbildung 3.12.: Simulationsmodell des MF-Induktors am Lochgitter bei einer Induktionsfrequenz von 18 kHz zum Ende der Anregungszeit von 0,5 s
A: Dreidimensionale Ansicht von Induktor und Lochgitter
B: Ansicht von der Oberseite des Anregungsbereiches

Simulationsmodell des HF-Induktors

Für den HF-Induktor werden in dieser Arbeit keine weiteren Simulationen erläutert. Denn an homogenen Werkstoffen wie Stahl oder Aluminium liefert er vergleichbare Ergebnisse zum MF-Induktor. Interessant wäre die Simulation zur Erwärmung von CFK. Allerdings ergaben sich Schwierigkeiten bei der detailgetreuen Nachbildung des Faserverbundwerkstoffes (bspw. Eigenschaften von Fasern und Matrix oder Faser-Volumen-Gehalt). Da sich aber nur damit ein signifikanter Mehrwert für das Modell ergibt, wird auf die Beschreibung verzichtet.

Simulationsmodell des Induktors IS-0126

Weiterhin dient das vorhandene Modell der Simulation eines handelsüblichen Induktors und seines resultierenden Temperaturfeldes. Dazu wird der Induktor IS-0126 mit seinen Parametern aus Tab. 2.13 (S. 65) aufgebaut. Die geometrischen Randbedingungen von Luftraum und Stahlblech bleiben unverändert. Das Spuleninnere besteht aus Ferritmaterial mit den Abmaßen $60 \times 8\,\mathrm{mm}^2$ (Breite×Höhe). Die zum Bauteil ausgerichtete Fläche des IS-0126 hat die Außenmaße $75 \times 16\,\mathrm{mm}^2$. Die Induktorlänge beträgt 90 mm. Für den fließenden Strom werden 40 A angenommen. Die Ergebnisse sind in Abb. 2.22 auf S. 67 dargestellt. Mit ihnen wird die Verdeckung des Prüfbereiches bei einem handelsüblichen Induktor veranschaulicht.

3.2.3. Spezifikationen von MF- und HF-Induktor

Im vorherigen Kapitel wurden die Eigenschaften des MF-Induktors anhand des Simulationsmodells beschrieben. Im Folgenden sollen seine Spezifikationen denen des HF-Induktors gegenübergestellt und Differenzen aufgezeigt werden. Die beiden Bezeichnungen ergeben sich aus dem Betrieb an alternativen Induktionsgeneratoren (siehe Abschnitt 4.1). Während der MF-Induktor am IFF EW100 bei 18 kHz betrieben wird, folgen für den IDEA HS10 Induktionsfrequenzen um 160 kHz. Daraus resultieren weitreichende Unterschiede.

Beispielsweise ergeben sich Abweichungen beim Material der verwendeten Ferritplatten. Üblicherweise werden Ferrite für einen bestimmten Frequenzbereich ausgelegt, in welchem sie ihre hohe magnetische Leitfähigkeit aufweisen. Eignet sich der ferritische Werkstoff für höhere Frequenzen, sinkt damit aber die anfängliche Permeabilität. Das ferritische Plattenmaterial 3C90 des MF-Induktors eignet sich für Induktionsfrequenzen bis etwa 200 kHz und besitzt eine Permeabilität von 2300. Der HF-Induktor enthält Ferritmaterial 3F3 für den Frequenzbereich von 200 kHz - 500 kHz bei einer Permeabilität von rund 2000. Baugleiche Ferritplatten für den Megahertz-Bereich erreichen nur noch eine Permeabilität von 900.[232] Im Gegensatz dazu bestehen die Spulenkerne aus einem Ferritmaterial, welches im Bereich von 10 kHz bis etwa 1000 kHz eine hohe Frequenzstabilität der Permeabilität aufweist. Deshalb wird hier für beide Anwendungsfälle die gleiche Ausführung gewählt.[233]

Ein weiteres Unterscheidungskriterium betrifft den verwendeten Spulendraht. Für den MF-Induktor findet Kupferlackdraht aus Vollmaterial mit einem runden Leiterquerschnitt von 3,24 mm^2 Verwendung. Aufgrund des stärkeren Skin-Effektes wird beim HF-Induktor Hochfrequenzlitze eingesetzt. Sie besteht aus mehreren feinen und voneinander isolierten Kupferlackdrähten, welche miteinander verflochten sind. Dadurch wird die Verlustleistung im Leiter erheblich reduziert, was auch positive Auswirkungen auf die Wärmeentwicklung hat. Weiterhin weist die Litze eine rechteckige Querschnittsfläche von 9,24 mm^2 auf. Mit dem Profil lässt sich der Wickelraum besser nutzen und der Kupferfüllfaktor auf bis zu 80 % steigern.

Daraus ergibt sich für die verglichenen Induktortypen auch eine divergierende Wicklungsanzahl. Während die beiden Spulen des MF-Induktors jeweils 23 Wicklungen zählen, sind es beim HF-Induktor lediglich zehn. Das Sichtfenster beträgt beim MF-Induktor $50 \times 25\,mm^2$ (Breite×Höhe). Mit dem HF-Induktor wird vorrangig CFK untersucht. Da sich die ebenen Flächen des Materials vergrößern und keine Kantenbereiche zu untersuchen sind, wird die Höhe des Sichtfensters verdreifacht. Der Ausschnitt hat somit die Maße $50 \times 75\,mm^2$.

[232] Vgl. Ferroxcube 2008a , Ferroxcube 2008b und Ferroxcube 2008c
[233] Vgl. Kaschke Components 2008

3.2.4. Leistungsbegrenzende Faktoren von Spulen

Bei einer Spule mit ferromagnetischem Kern ist das Vermögen zur Leistungsaufnahme von zahlreichen Faktoren abhängig. Allerdings können diese auf zwei kritische Werte zurückgeführt werden.

Sättigung des Kernmaterials
Gelangt das Kernmaterial in Sättigung, verstärkt sich seine Magnetisierung nicht mehr durch eine Erhöhung der von der Spule initiierten magnetischen Feldstärke. Gleichzeitig kommt es zu einem überproportionalen Anstieg des fließenden Spulenstromes und zu einem Abfall von relativer Permeabilität und Induktivität. Als Richtwert kann angenommen werden, dass Dynamoblech bei einer magnetischen Flussdichte $B_{\max}$ von etwa 1,2 T, Eisenpulver bei etwa 0,5 T und Ferrite bei etwa 0,3 T in die Sättigung gehen.[234] Für einfache Geometrien (bspw. Ringspule) existieren Berechnungsvorschriften zur Ermittlung des Sättigungsstromes. An anderen Spulengeometrien kann die Verwendung jedoch zu ungenauen Ergebnissen führen. Besonders für den komplexen Induktorentwurf ist sie nicht geeignet, da es sich um mehrere Materialien mit unterschiedlichen Permeabilitäten handelt.

$$R_m = \frac{1}{A_L} = \frac{l_{\text{eff}}}{\mu_p \; A_{\text{eff}}} \tag{3.10}$$

Deshalb wird wieder ein Ersatzmodell auf Grundlage von Abb. 3.4 gebildet. Allerdings werden für die vier Teilbereiche keine Induktivitätsfaktoren, sondern der Reziprok gemäß (3.10) bestimmt. Daraus ergeben sich die magnetischen Teilwiderstände R_m^u. Diese lassen sich als Reihenschaltung ansehen und nach (3.11) zusammenfassen. Die Summe R_m^{ges} stellt den magnetischen Gesamt-Widerstand für die mittlere Pfadlänge dar.

$$R_m^{\text{ges}} = \frac{1}{A_L^{\text{ges}}} = \sum_{u=1}^{4} R_m^u \tag{3.11}$$

Mit Einsetzen von Gl. (2.43) in $\Phi = N \cdot I \,/\, R_m^{\text{ges}}$ und Umstellung nach I ist der Sättigungsstrom gemäß (3.12) ermittelbar. Hierbei wird Bezug zur kleinsten durchströmten Fläche A_{eff} hergestellt, da in diesem Fall I_{Sat} seinen kritischen Wert erreicht. Beim aufgebauten Prototypen ist die effektive Querschnittsfläche der Ferritplatten etwas kleiner als die des Kerns und wird deshalb zur Abschätzung verwendet.

$$I_{\text{Sat}} = \frac{B_{\max} \; R_m^{\text{ges}} \; A_{\text{eff}}}{N} \tag{3.12}$$

Für den MF-Induktor werden konkrete Resultate in der Ergebnisdiskussion ab S. 148 genannt. Sie dienen einer Abschätzung der jeweiligen Kenngrößen und erlauben den Vergleich mit äquivalenten Messwerten.

[234] Vgl. Schmidt 2012, S. 18–19

Temperaturanstieg im Spulendraht

Verantwortlich für eine steigende Spulentemperatur ist die auftretende Verlustleistung, welche die Differenz aus aufgenommener und abgegebener Leistung bildet. Daher ist es von grundlegender Bedeutung, diese beiden Größen zu bestimmen. Nach Gl. (3.13) wird die Leistungsaufnahme P_{auf} erheblich vom Stromfluss bestimmt. Gleichzeitig ist sie vom Leiterwiderstand abhängig, welcher sich aus dem spezifischen elektrischen Widerstand ρ_r sowie dem Verhältnis von Leiterlänge l_D und Querschnittsfläche A_D ergibt.

$$P_{\mathrm{auf}} = I^2 \; R_{\mathrm{cu}} = I^2 \; \rho_r \; \frac{l_D}{A_D} \tag{3.13}$$

Welche Wärmeenergie ΔQ bei einem Induktionsvorgang im Bauteil umgesetzt wird, lässt sich mit Gl. (3.14) ermitteln. Sie ist unter anderem von der Masse m des Körpers abhängig. Die spezifische Wärmekapazität c_p bestimmt als Materialparameter die erforderliche Energiemenge, welche für die Erwärmung einer Masseneinheit um eine bestimmte Temperaturdifferenz ΔT_i^{21} benötigt wird. Die genannte Berechnungsvorschrift eignet sich dabei insbesondere für dünne Bauteile.

$$\Delta Q = m \; c_p \; \Delta T_i^{21} \tag{3.14}$$

Wird die Energiemenge ΔQ ins Verhältnis zur Anregungszeit t_i gesetzt, resultiert daraus der Wärmestrom $\dot{Q}$. Er ist mit der Verlustleistung im Bauteil bzw. der Leistungsabgabe P_{ab} der Spule gleichzusetzen.[235]

$$P_{\mathrm{ab}} = \dot{Q} = \frac{m \; c_p \; \Delta T_i^{21}}{t_i} \tag{3.15}$$

Um die Temperatur im Spulendraht T_i^2 zum Ende des Induktionspulses zu erhalten, wird wieder Gl. (3.14) verwendet. Erweitert zum Wärmestrom kann durch die thermischen Verluste im Spulendraht P_D ersetzt und umgestellt werden. Dabei ist zu beachten, dass in Gl. (3.16) die Parameter des Leitermaterials eingehen. Im vorliegenden Fall werden dazu die Werte von Kupfer ($c_{p\,\mathrm{cu}} = 385\,\mathrm{J/(K\,kg)}$)[236] verwendet.

$$T_e = T_a + \frac{P_D \; t_i}{m_{\mathrm{cu}} \; c_{p\,\mathrm{cu}}} = T_a + \frac{(P_{\mathrm{auf}} - P_{\mathrm{ab}}) \; t_i}{m_{\mathrm{cu}} \; c_{p\,\mathrm{cu}}} \tag{3.16}$$

Die Anfangstemperatur T_i^1 vor dem einmaligen Induktionspuls ist mit der Raumtemperatur gleichzusetzen. Der Wert steigt, wenn mehrere Anregungszyklen durchlaufen werden, ohne dass sich der Induktor vollständig abkühlen kann. Bis erste thermische Sättigungseffekte auftreten, kann aber von einem annähernd gleichen Temperaturhub für jeden Induktionspuls ausgegangen werden.

[235] Vgl. Lienig und Brümmer 2014, S. 78–85
[236] Angaben gemäß Grote 2005, D 45

4. Versuchseinrichtung und -durchführung

4.1. Induktionsgeneratoren

Bei der induktiven Anregung werden Nieder-, Mittel- und Hochfrequenzbereich (NF-, MF- und HF-Bereich) unterschieden. Da die drei Bereiche nicht genormt sind, gibt es für sie divergierende Angaben. Dies soll Tab. 4.1 veranschaulichen. Im vorliegenden Fall wird das MF-Band auf 1 kHz - 50 kHz definiert.

Tabelle 4.1.: Angaben zum Mittelfrequenzbereich aus unterschiedlichen Quellen

Quelle	**Untere Grenze** in kHz	**Obere Grenze** in kHz
Benkowsky[237]	0,05	10
Inductoheat[238]	0,5	50
Eldec[238]	10	25

Alle im Zusammenhang mit dieser Arbeit verwendeten Induktionsgeneratoren arbeiten nach dem Prinzip des Zwischenkreis-Umrichters aus Abb. 4.1[239]. Die Funktionsweise entspricht einem Frequenzumformer, welcher einen Ausgangsstrom variabler Frequenz erzeugt. Üblicherweise werden solche Generatoren aus dem Dreiphasen-Wechselnetz mit 120 ° Phasenversatz gespeist. In Deutschland weist dieses Netz eine Effektivspannung von 400 V mit 16 A oder 32 A sowie eine Frequenz von 50 Hz auf. Eingangs wird die Netzspannung über einen gesteuerten Gleichrichter in eine beliebige Gleichspannung umgeformt. Der sich anschließende Zwischenkreis dient als Energiespeicher und entkoppelt den Gleich- vom Wechselrichter. Somit werden Netzrückwirkungen der doppelten Wechselrichterfrequenz unterbunden und zusätzlich die Welligkeit der Gleichspannung gedämpft.[240]

[237] Angabe gemäß Benkowsky 1990, S. 17
[238] Hersteller von Induktionsgeneratoren
[239] In Anlehnung an Kramer und Mühlbauer 2002, S. 367
[240] Vgl. Kramer und Mühlbauer 2002, S. 364–378

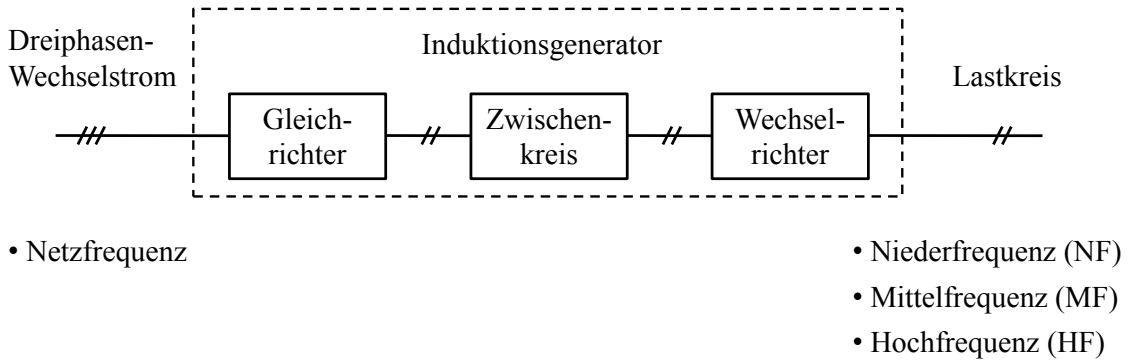


Abbildung 4.1.: Prinzip des Zwischenkreis-Umrichters[239]

Als Speicherglied im Zwischenkreis kann sowohl ein Kondensator als auch eine Spule verwendet werden. Die spezifischen Vor- und Nachteile, welche aus den möglichen Varianten resultieren, sind in Tab. 4.2 aufgeführt.

Tabelle 4.2.: Eigenschaften von Umrichtern nach der Art des Speichergliedes

Kondensator	**Spule**
• Gleichspannungs-Zwischenkreis	• Gleichstrom-Zwischenkreis
• Last als Reihenschwingkreis	• Last als Parallelschwingkreis ausgeführt
• Rechteckspannung am Wechselrichter	• Sinusspannung am Wechselrichter
• Sinusförmiger Strom am Wechselrichter	• Rechteckiger Strom am Wechselrichter
+ Simple Regelcharakteristik	− Komplizierte Regelcharakteristik
− Kritisch gegenüber Lastkurzschlüssen	+ Unkritisch ggü. Lastkurzschlüssen
− Starke Leistungsschwankungen möglich	+ Nur geringe Leistungsschwankungen
− Nur kurze Induktorzuleitungen ($\leq$ 2 m)	+ Große Zuleitungslängen ($\leq$ 20 m)

Bei beiden Arten von Speichergliedern lässt sich der Lastkreis in Resonanz oder mit induktiver Verstimmung betreiben. Wird eine Spule verwendet, ist ebenfalls eine kapazitive Verstimmung als Betriebsart denkbar.[241]

[241] Vgl. Kramer und Mühlbauer 2002, S. 364–378

4.1.1. Zwangsgeführter Umrichter

Entsprechende Generatoren arbeiten ausschließlich im MF-Band und erlauben die freie Einstellung der Induktionsfrequenz in einem sehr beschränkten Bereich von typischerweise 5 kHz - 40 kHz bei Leistungen von 5 kW - 350 kW. Mögliche Einsatzgebiete sind das Aushärten von Klebungen sowie das Kunststoffschweißen und -schrumpfen.

IFF EW100

Die vorliegenden Versuche im MF-Bereich werden mit einem zwangsgeführten Umrichter EW100 nach Bild A[242] der Abb. 4.2 durchgeführt. Bei diesem Typ können neben der Frequenz auch Leistung sowie Anregungsdauer t_i stufenlos und unabhängig voneinander eingestellt werden. Dabei dient die Frequenzmodulation zur Steuerung der vom Wechselrichter generierten Induktionsfrequenz f_i. Mit der Pulsweitenmodulation (PWM) lässt sich die Ausgangsleistung regeln.

A

B

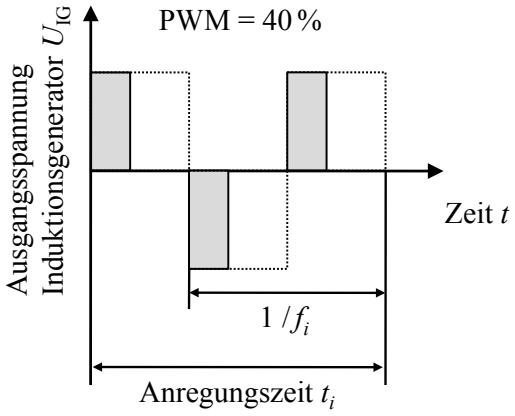


Abbildung 4.2.: **A**: Foto des MF-Induktionsgenerators IFF EW100[242]
B: Frequenz- und Pulsweitenmodulation zur Parametereinstellung[243]

Bild B[243] der Abb. 4.2 stellt die Ausgangsspannung des IFF EW100 im Diagramm dar. Der verbaute Transistor-Wechselrichter arbeitet in Chopperschaltung und erzeugt eine rechteckförmige Wechselspannung mit der eingestellten Frequenz. Durch die PWM wird der Tastgrad der Rechteckspannung variiert, also die Breite der zu Grunde liegenden Impulse. Bei einer theoretischen PWM von 100 % wird somit die komplette Pulslänge der Rechteckschwingung genutzt.

[242] IFF 2009, S. 2
[243] In Anlehnung an Nuding 2009, S. 24

Am Gerät kann die PWM von 10 % - 75 %, die Induktionsfrequenz von 8 kHz - 18 kHz und die Anregungszeit von 0,01 s - 30 s variiert werden. Eine entsprechende Schaltbilddarstellung des IFF EW100 zeigt Abb. 4.3[244]. Im Zwischenkreis wird die gerichtete Spannung über eine Spule L_{DC} geglättet. Ein Elektrolytkondensator dient als Speicherglied. Die abgegriffenen Werte von I_{DC} und U_{DC} werden auf dem eingebauten Display dargestellt. Der MF-Transformator dient der galvanischen Trennung. Mit Gl. (3.8) und (3.7) lassen sich L_{res} bzw. Z_{res} bestimmen, welche die Ergebnisgrößen des resultierenden Primärkreises aus Abb. 3.1 darstellen. An ihnen liegt die Ausgangsspannung des Generators U_{IG} an

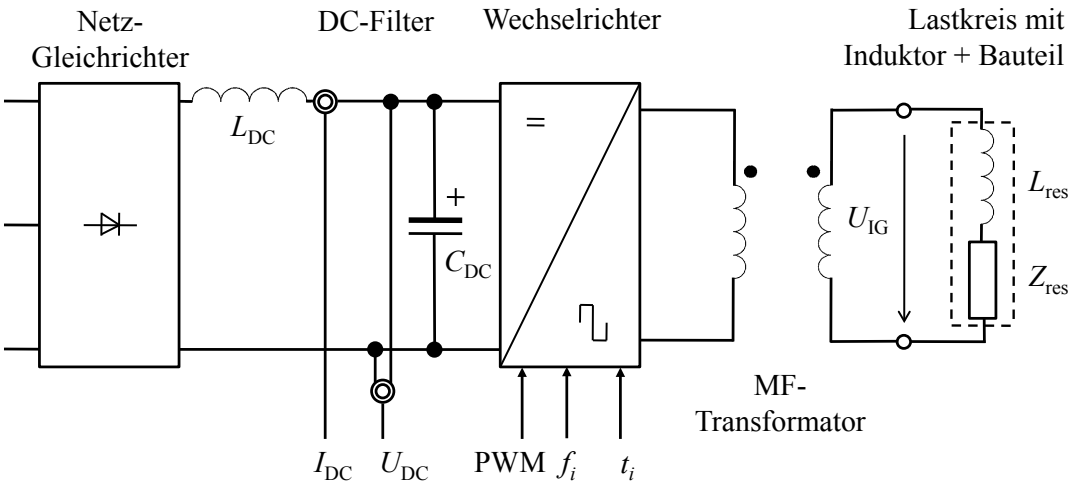


Abbildung 4.3.: Prinzipschaltbild des zwangsgeführten Umrichters IFF EW100[244]

Nach Herstellerangaben ist die hohe Energieausbeute bzw. der gute Wirkungsgrad ein großer Vorteil zwangsgeführter Umrichter. Somit ist für den Laborbetrieb eine Luftkühlung ausreichend und auch die beschriebenen Versuche werden mit einem solchen System durchgeführt. Erst bei Messungen im Minutentakt über einen Zeitraum von etwa einer Stunde schaltet die Temperaturüberwachung das System automatisch ab. Deshalb wird im Serieneinsatz eine Wasserkühlung empfohlen. Nach Aussage von IFF können fast beliebige Zuleitungslängen für die Induktoren verwendet werden.[244] Dies steht im Widerspruch zu Tab. 4.2. Aber auch praktisch ließen sich benötigte Längen von bis zu zehn Metern ohne Probleme realisieren, was die Aussage des Herstellers bestätigt.

[244]In Anlehnung an IFF 2009, S. 2

4.1.2. Schwingkreisumrichter

Bei diesem Generatortyp wird durch die Art der Beschaltung ein relativ großer Frequenzbereich abgedeckt. Daher existieren sowohl Schwingkreisumrichter für das MF-, als auch für das HF-Band. Allerdings kann die Induktionsfrequenz nicht frei gewählt werden. Stattdessen entspricht sie der Resonanzfrequenz, welche von den Werten der kapazitiven und induktiven Bauelemente abhängt. Die dafür notwendige Frequenzanpassung geschieht bei den neueren Geräten automatisch. Meist werden mehrere Kondensatoren verbaut, welche mit der Induktionsspule als Reihen- oder Parallelschwingkreis ausgeführt sind. Dies hat die in Tab. 4.3 spezifizierten Eigenschaften zur Folge. Typische Anwendungsgebiete sind das Glühen und Schmelzen sowie Härte-, Löt- oder Verschweißprozesse.

Tabelle 4.3.: Eigenschaften von Umrichtern mit Reihen- und Parallelschwingkreis

Spezifikationen	**Reihenschwingkreis**	**Parallelschwingkreis**
Leistungsschwankungen	− Stark	+ Gering
Zuleitungslänge	− Gering ($\leq 2\,\mathrm{m}$)[245]	+ Groß ($\leq 20\,\mathrm{m}$)[245]
Anpasstransformator	− Im Außenkreis	+ Nicht notwendig
Frequenzwahl	+ Stufenlos	− Schrittweise
Kondensatorwechsel	− Änderung schwierig	+ Schneller Umbau möglich

IDEA HS10

Für die Messreihen wurde ein HF-Generator gesucht, welcher den Frequenzbereich des IFF EW100 sinnvoll erweitert und somit eine stärkere Variation der Wirbelstromeindringtiefe ermöglicht. Allerdings existiert im Bereich der Schwingkreisumrichter eine immense Vielfalt. Schlussendlich fiel die Wahl auf den IDEA HS10, da er eine sehr kompakte Bauweise bietet und vergleichsweise große Zuleitungslängen von bis zu fünf Metern erlaubt. Dargestellt ist er im Bild A[246] der Abb. 4.4. Dieser Umrichter mit Reihenschwingkreis arbeitet im Frequenzbereich von 50 kHz - 450 kHz bei einer Leistung von maximal 10 kW. Zur Verfügung stehen hierbei Tipp-, Timer- und Dauer-Betrieb. Ein angeschlossener Flüssigkeitsrückkühler schützt die Komponenten vor Überhitzung. Mittels Touchscreen können die Soll-Leistung von 0 % - 100 % und ein Maximalstrom von bis zu 200 % eingestellt werden.

[245] Angabe gemäß Hüttinger (Hersteller von Induktionsgeneratoren)
[246] IDEA 2011

A

B

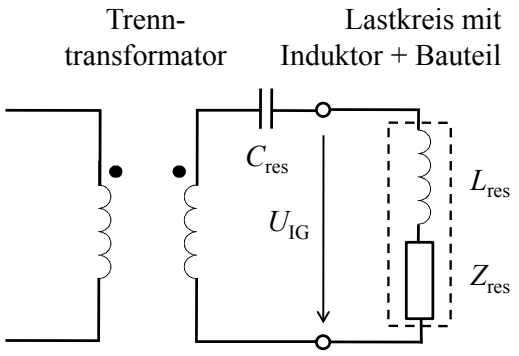


Abbildung 4.4.: **A**: Foto des HF-Induktionsgenerators IDEA HS10[246]
B: Prinzipschaltbild des Lastkreises mit Induktor und Bauteil

Verwendete Standardparameter der Induktionsgeneratoren
Standardmäßig werden für den IFF EW100 eine Induktionsfrequenz von 18 kHz und eine Pulsweitenmodulation von 75 % verwendet. Infolge der Grundlagenversuche findet für die Prüfung der laserstrahlgeschweißten Stahlblechverbindungen eine induktive Pulsdauer von 0,5 s Verwendung. Beim IDEA HS10 beträgt die eingestellte Soll-Leistung 100 % und der maximale Strom 50 %. Die Induktionsfrequenz ergibt sich aus der resultierenden Induktivität L_{res} und liegt somit je nach Material des anzuregenden Werkstücks bei etwa 167 kHz. Die übliche Anregungszeit zur Prüfung von CFK auf Impacts liegt bei 0,3 s.

4.2. Quantendetektorkamera FLIR SC 5500-M

Für die IPT Messungen wird eine Infrarotkamera FLIR SC 5500-M benutzt. Der Halbleiterdetektor aus Indium-Antimonid (InSb) hat ein Format von 320×256 Pixel[2]. Er arbeitet im mittleren Wellenlängenbereich von 2,5 µm bis 5,1 µm und liefert für den Vollbildmodus eine maximale Kamerafrequenz von 383 Hz. Die thermische Empfindlichkeit (Engl.: Noise Equivalent Temperature Difference / NETD) beträgt unter 20 mK. Als typischer Wert sind 15 mK genannt. Das Objektiv hat eine Brennweite von 27 mm und ein Sichtfeld von 20 °×16 °. Die temperaturkalibrierte Kamera ist in Abb. 4.5 auf S. 104 dargestellt.

Verwendete Standardparameter der Thermografiekamera
Es wird eine Kamerafrequenz von 200 Hz und eine Integrationszeit von 0,5 ms (17 °C bis 85 °C) gewählt. Die Aufnahmezeit beträgt 2 s bzw. die Thermografieaufnahmen werden auf diese Länge beschnitten. Somit bestehen die Filme üblicherweise aus 400 Bildern.

4.3. Proben

In den Unterkapiteln werden Geometrie und Material der Proben beschrieben. Zusätzlich beinhalten die Ausführungen Details zur Probenherstellung sowie Fehlereinbringung.

4.3.1. Proben für Grundlagenversuche

Für die Grundlagenversuche sind unterschiedliche Prüfobjekte vorgesehen. Die Messungen sollen einerseits dem physikalischen Verständnis dienen und auf der anderen Seite auch Grenzen, beispielsweise hinsichtlich Heizraten, aufzeigen.

Materialproben MP-Fe, MP-Al und MP-CFK
Als ungeschädigte Materialproben dienen ein Stahlblech MP-Fe, ein Aluminiumblech MP-Al und eine CFK Gewebestruktur MP-CFK von $400\,\mathrm{g/m^2}$ mit dreilagigem Aufbau. Alle drei Proben sind 1,1 mm dick. Die Höhe beträgt mindestens 150 mm und die Länge mehr als 200 mm. Somit kann sich das Magnetfeld des Streifeninduktors ungehindert ausbreiten.

Lochblechproben LB-Bo-Fe, LB-Ru-Fe und LB-Re-Fe
Damit werden drei Bleche aus ferromagnetischem Material bezeichnet, welche Aussparungen im Prüfbereich aufweisen. Ein 1,1 mm dickes Stahlblech wird mit vier Bohrungen von 2,5 mm Durchmesser versehen. Die Bohrungen befinden sich im Abstand von zehn Millimetern in waagerechter Ebene zueinander. Nachfolgend wird die Probe als Bohrungsblech LB-Bo-Fe bezeichnet. Weiterhin findet ein Lochblech LB-Ru-Fe mit einer Dicke von 1,5 mm Verwendung. Die Löcher weisen einen Durchmesser von 3,5 mm auf und sind versetzt zueinander angeordnet. Ein Lochgitter LB-Re-Fe der gleichen Stärke dient ebenfalls für Grundlagenversuche. Die Maße der in horizontaler und vertikaler Flucht angeordneten Aussparungen betragen $5{,}5 \times 5{,}5\,\mathrm{mm^2}$. Dargestellt ist das Bohrungsblech LB-Bo-Fe in Abb. 5.7, das Lochblech LB-Ru-Fe in Abb. 5.8 und das Lochgitter LB-Re-Fe in Abb. 5.9 auf den S. 119–120.

CFK Impactprobe Köper Imp-CFK-Gew
Weiterhin wird eine CFK Probe Imp-CFK-Gew mit acht Gewebelagen (Prepreg) und Köperbindung 2/2 verwendet. Der Harztyp ist Epoxyd. Die Fertigung der Probe erfolgt bei einem Druck von 3 bar, einer Temperatur von 120 °C und einer Pressdauer von 240 Minuten. Basierend auf der DIN EN ISO 6603-2:2002 wird die Schädigung mittels Pendelhammer bei einer Aufprallenergie von 1,88 J eingebracht.[247] Visualisiert ist die Probe in Abb. 5.16 auf S. 126.

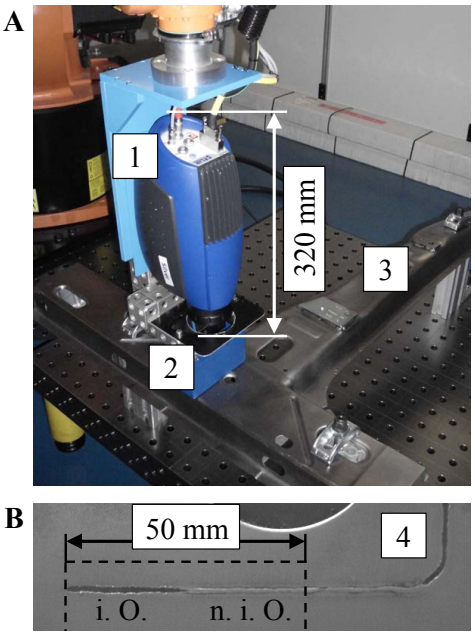
[247] Vgl. DIN EN ISO 6603-2 2002

4.3.2. Laserstrahlgeschweißte Proben

In der Gruppe sind ein Realbauteil und sechs Probebleche mit laserstrahlgeschweißten Nähten zusammengefasst. Das Realbauteil enthält eine Schweißnaht mit zufällig entstandenem Anbindungsfehler. In den Probeblechen wird der Fehlertyp gezielt erzeugt.

Realbauteil mit Laserstrahlschweißnaht

Erste Untersuchungen erfolgen an einem Realbauteil RB-FF-Fe-1 aus der Automobilindustrie. Dabei handelt es sich um eine B-Säule, welche Bild A der Abb 4.5 zeigt. Das obere Blech ist einen Millimeter dick und besteht aus H320LA. Von dieser Seite wird auch die Prüfung mit IPT durchgeführt. Das untere Element weist eine Dicke von 1,8 mm auf und ist aus borlegiertem Vergütungsstahl 22MnB5, welcher sich zur Warmumformung eignet.



(1) Thermografiekamera FLIR SC 5500-M

- f_k = 200 Hz
- t_k = 500 µs

(2) MF-Induktor mit Sichtfenster 50×25 mm² (B×H) und IFF EW100 als Energiequelle

- f_i = 18 kHz
- PWM = 75 %
- t_i = 0,5 s

(3) Realbauteil RB-FF-Fe-1 mit (4) bereichsweise angebundener Laserstrahlschweißnaht

Abbildung 4.5.: **A**: Versuchsaufbau zur IPT am Realbauteil RB-FF-Fe-1
B: Lasereintrittsseite der untersuchten Schweißnaht am Realbauteil

Die beiden beschriebenen Fügepartner sind durch laserstrahlgeschweiße Nähte miteinander verbunden. Im Schweißprozess ist ein Falscher Freund entstanden. Gemäß Bild B der Abb. 4.5 sind an der entsprechenden Schweißnaht äußerliche Unterschiede im angebundenen (i. O.) und nicht angebundenen (n. i. O.) Bereich zu erkennen. Allerdings ist mittels reiner Sichtprüfung nicht erkennbar, in welchem Bereich die Schweißnaht fehlerbehaftet ist.

Probebleche mit Laserstrahlschweißnähten

Die nachfolgend vorgestellten SP-FF-Fe sind aus HX340LAD. Dabei handelt es sich um einen mikrolegierten Stahl mit hoher Streckgrenze zum Kaltumformen.[248] Geschweißt werden die Proben mit einem Faserlaser, welcher einen Durchmesser von 200 µm und eine Brennweite von 350 mm besitzt. Die Laserleistung beträgt 3,8 kW bei einem Fokus von minus drei Millimetern und einer Geschwindigkeit von 3,7 m/min. Um die gewünschten Falschen Freunde zu erzeugen, wird der Blechabstand der Überlappschweißung mittels Abstandshaltern variiert. Er beträgt zum Anfang und zum Ende etwa 0,2 mm, in der Probenmitte ist er hingegen größer als 0,5 mm. Nach Materialstärke und Oberflächenbehandlung werden die laserstrahlgeschweißten Bleche in zwei Gruppen aufgeteilt.

A **B**

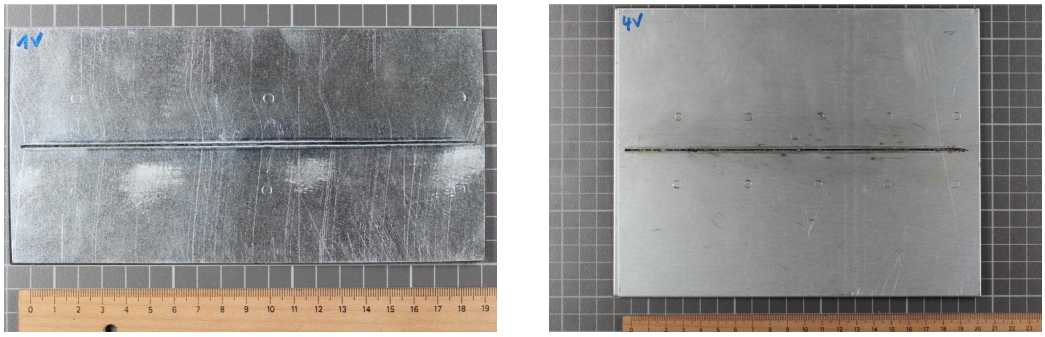


Abbildung 4.6.: **A**: Lasereintrittsseite der feuerverzinkten Probe SP-FF-Fe-1
B: Lasereintrittsseite der elektrolytisch verzinkten Probe SP-FF-Fe-4

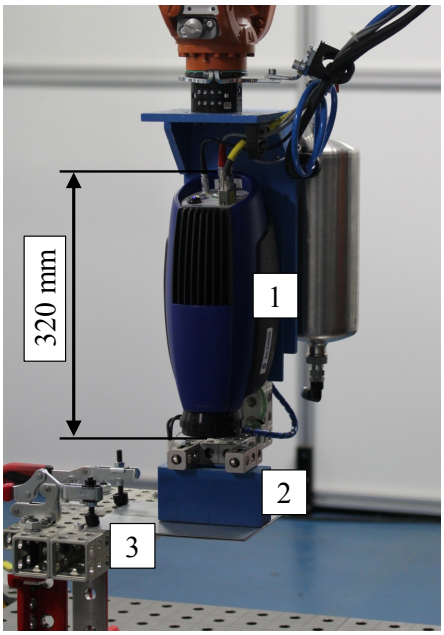
Stellvertretend sind in Abb. 4.6 die Proben SP-FF-Fe-1 und SP-FF-Fe-4 dargestellt. Für verzinkten Stahl liegen typische Werte des Emissionsgrades zwischen 0,2 und 0,3.[249] Wie auf den Fotos zu erkennen, besitzt die elektrolytisch verzinkte Probe im Bild B eine sehr viel mattere Oberfläche. Somit findet bei den Untersuchungen der Einfluss unterschiedlicher Reflexionsgrade ebenfalls Berücksichtigung.

SP-FF-Fe-1 bis SP-FF-Fe-3 haben eine feuerverzinkte Oberfläche und beide gefügten Bleche besitzen jeweils eine Stärke von 0,8 Millimetern. Weiterhin sind sie 200 mm lang und 100 mm hoch. Die Schweißnähte selbst haben eine Länge von etwa 190 mm.

SP-FF-Fe-4 bis SP-FF-Fe-6 sind hingegen elektrolytisch verzinkt und haben eine fast doppelt so große Blechdicke von jeweils 1,5 mm. In der Länge messen sie 210 mm und in der Höhe 170 mm. Die Schweißnähte sind durchschnittlich 195 Millimeter lang.

[248] Vgl. Salzgitter Flachstahl 2012
[249] Vgl. Fouad und Richter 2009, S. 19

In Abb. 4.7 ist der Versuchsaufbau für die Prüfung der Schweißnahtproben exemplarisch dargestellt. Dabei hat das Objektiv der Kamera 120 mm Abstand zum Prüfobjekt.



(1) Thermografiekamera FLIR SC 5500-M

- f_k = 200 Hz
- t_k = 500 µs

(2) MF-Induktor mit Sichtfenster 50×25 mm² (B×H) und IFF EW100 als Energiequelle

- f_i = 18 kHz
- PWM = 75 %
- t_i = 0,5 s

(3) Probe SP-FF-Fe-1 mit laserstrahlgeschweißter Naht

Abbildung 4.7.: Versuchsaufbau zur IPT an Schweißnähten mit robotergeführtem Prüfkopf

4.3.3. CFK Impactproben

Für die Proben werden CFK Platten mit drei Materialstärken nach Tab. 4.4 ausgewählt. Die einzelnen Faserlagen bestehen aus CF-Gelege biax 0 °/90 ° mit 305 g/m². Aus Symmetriegründen weist die letzte Lage der einen Millimeter dicken Platte eine abweichende Orientierung von 90 °/0 ° auf.

Die Einbringung der Impacts erfolgt in Anlehnung an die DIN 65 561:1991. Genannte Norm befasst sich mit der Prüfung von multidirektionalen Laminaten durch Bestimmung der Druckfestigkeit nach Schlagbeanspruchung.[250] Es wird der Schlagkörper aus Bild A der Abb. 4.8 mit einem Durchmesser der Halbkugelstoßfläche von 16 mm und einer definierten Masse m (im vorliegenden Fall 2 kg) zur Schadenseinbringung verwendet. Weiterhin ist eine normative Einspannvorrichtung mit einem Ausschnitt von 76,2×127 mm² angegeben. Dieser Wert hat essentielle Bedeutung, da Variationen der frei schwingenden Probenfläche zu völlig unterschiedlichen Schadensbildern führen. Daher wird das definierte Maß für die Schadensherstellung übernommen.

[250] Vgl. DIN 65 561 1991

Tabelle 4.4.: Aufbau der sieben CFK Proben Imp-CFK-Gel-x.y und Energie der jeweils eingebrachten drei Impacts

	Probe x.1	**Probe x.2**	**Probe x.4**
Dicke in mm	1	2	4
Anzahl der Faserlagen	3	6	12
Laminarer Aufbau	[2(0 °/90 °), 90 °/0 °]	$[3(0\,°/90°)]_S$	$[6(0\,°/90\,°)]_S$
Energie in J bei Probe A.y	3	-	-
Energie in J bei Probe B.y	-	5	-
Energie in J bei Probe C.y	-	7	7
Energie in J bei Probe D.y	-	10	10
Energie in J bei Probe E.y	-	-	20

Die CFK Platten werden jeweils so positioniert, dass der angestrebte Schädigungspunkt mittig im Ausschnitt der Auflagefläche liegt. Durch Umstellung der Gleichung für die potentielle Energie $E_{\text{pot}} = m \cdot g \cdot h$ ist die dafür notwendige Fallhöhe ermittelbar.

A

B

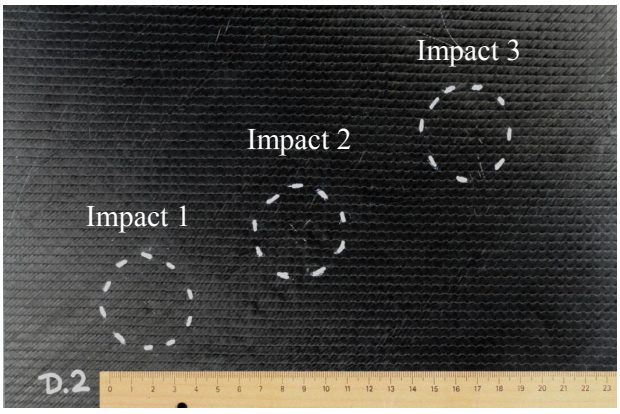
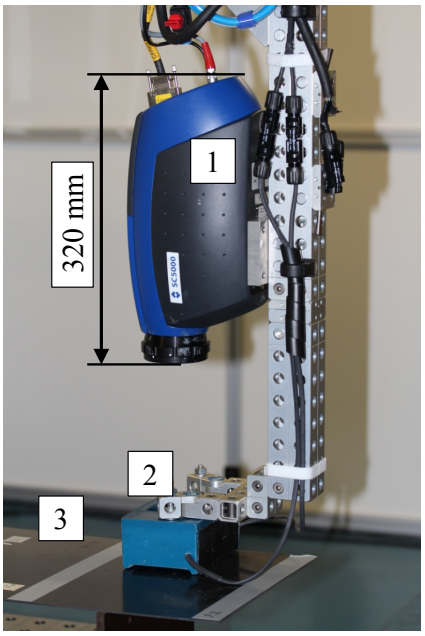


Abbildung 4.8.: **A**: Schlagkörper mit 2 kg und Radius der Halbkugelstoßfläche von 8 mm
B: Einschlagseite der 2 mm dicken Imp-CFK-Gel-D.2 mit 10 J Impacts

Die Fallbahn wird über ein senkrecht auf der Probe stehendes Rohr geführt. Dieses besitzt einen Innendurchmesser, welcher nur wenige Millimeter größer ist, als der Durchmesser des Stoßkörpers. Entsprechende Messungen mit einer Highspeedkamera zeigten geringe Abweichungen zur theoretisch erreichbaren Fallgeschwindigkeit. Bei Vorversuchen mit größeren Rohrdurchmessern führte hingegen ein Verkippen des Fallkörpers zu einem stärkeren Abbremsen und somit zu einer größeren Abweichung vom Idealwert.

Nach dem ersten Auftreffen des Fallkörpers auf der Probe wird das Rohr sofort stark geneigt. Damit soll eine wiederholte Belastung infolge Nachfedern unterbunden werden. Im Bereich der gewünschten Fallhöhen weist das Fallrohr Bohrungen auf. Durch sie lässt sich der Fallweg mit Hilfe eines Stiftes blockieren. Mittels Herausziehen von diesem kann der Vorgang einer Schädigung gezielt ausgelöst werden.



(1) Thermografiekamera FLIR SC 5500-M

- $f_k = 200$ Hz
- $t_k = 500$ µs

(2) HF-Induktor mit Sichtfenster 50×75 mm² (B×H) und IDEA HS10 als Energiequelle

- $f_i = 164$ kHz
- $P_{soll} = 100$ %
- $I_{max} = 50$ %
- $t_i = 0{,}3$ s

(3) Probe Imp-CFK-Gel-D.2 mit drei 10 J Impacts (5 J/mm)

Abbildung 4.9.: Versuchsaufbau zur IPT an Impacts mit robotergeführtem Prüfkopf

Jede Probe wird mit drei Impacts identischer Stärke versehen. Dabei werden bewusst Werte gewählt, die sich an der Grenze zu einer resultierenden Schädigung befinden. Die normalisierten Impactenergien liegen im Bereich von 1,75 J/mm bis maximal 5 J/mm. Ziel ist es, Defekte einzubringen und zerstörungsfrei zu detektieren, welche optisch nur schwer oder gar nicht zu erkennen sind. In Abb. 4.9 ist der Versuchsaufbau für die Prüfung der CFK Platten auf Impacts dargestellt. Die Entfernung zwischen dem Ende des Kameraobjektivs und der Probe beträgt dabei 245 mm.

4.3.4. Probenschwärzung

An mehreren Stellen der Arbeit wird auf eine Schwärzung der Proben verwiesen. Dabei handelt es sich um eine Vorbehandlung der Oberfläche mit Graphitspray. Ziel ist es, einen einheitlichen Emissionsgrad von etwa 0,95 zu garantieren.[251] Im vorliegenden Fall wird Graphitlack CRC Kontakt Chemie GRAPHIT 33 verwendet. Der große Vorteil ist die relativ mühelose Entfernung mit Isopropanol.

4.4. Weiteres Mess- und ZfP-Equipment

Zur Verifizierung elektrischer und magnetischer Größen sind weitere Messgeräte notwendig. Zusätzlich werden die CFK Impactproben mit alternativen ZfP-Verfahren untersucht. Das dafür notwendige Equipment wird ebenfalls kurz vorgestellt.

Messequipment zur Aufnahme induktiver Kennwerte

Mit den beschriebenen Geräten ist die Bestimmung unterschiedlicher Größen der Elektrotechnik möglich. Die aufgenommenen Messwerte dienen der Überprüfung theoretisch ermittelter Zahlen und darüber hinaus auch als Eingangsgrößen weiterer Berechnungen.

LCR Messgerät
Um die Ohm'schen und induktiven Kennwerte des Induktors zu ermitteln, wird das RLC 100 der Fa. Grundig verwendet. Es ist kalibriert nach Isocal. Mit dem mikroprozessorgesteuerten Gerät sind Kenndaten passiver und aktiver Bauelemente bei einer Messfrequenz von 1 kHz ermittelbar.

Stromzange
Zur Bestimmung der zwischen Induktor und Generator fließenden Ströme findet die Agilent U1213A Verwendung. Sie ist speziell für den Kilohertzbereich ausgelegt.

Teslameter
Mit dem Teslameter FM 302 der Fa. Projekt Elektronik GmbH lässt sich die Stärke magnetischer Gleich- und Wechselfelder messen.

[251] Vgl. Bernhard 2014, S. 1241

ZfP-Equipment für Vergleichsuntersuchungen an CFK

Infolge Schlagbeanspruchung können an CFK sehr komplexe Schadensmechanismen auftreten. Diese lassen sich visuell nur schwer einschätzen und bewerten. Neben der Prüfung mit IPT werden die CFK Impactproben deshalb weiteren ZfP-Verfahren unterzogen.

Optische Lock-In Thermografie
Für die Messungen wird ein System der Fa. edevis eingesetzt. Als Wärmebildkamera dient eine FLIR SC 6000 HS mit 50 mm Objektiv. Sie besitzt eine Auflösung von 640×512 Pixel^2. Die Bildwiederholrate beträgt 100 Hz und die Integrationszeit 1 ms. Zwei Halogenstrahler mit jeweils 2500 Watt maximaler Leistung stellen die optische Anregungsquelle dar. Die notwendigen Filter bestehen aus jeweils zwei Glasscheiben. Über einen Signal Generator erfolgt die Kommunikation der Hardware. Angesteuert wird dieser mit dem Programm DisplayImg. Die Messparameter sind der Tab. 4.5 zu entnehmen.

Tabelle 4.5.: Messparameter der OLT an CFK Impactproben

Lock-In Frequenz in Hz **Messparameter**	0,10	0,05	0,01
Periodendauer in s	10	20	100
Anzahl der Einschwingperioden	5	3	1
Anzahl der Messperioden	10	5	1
Eingestellte Amplitude in %	60	50	30
Thermische Diffusionslänge μ in mm	1,1	1,6	3,6

Dabei wird die Periodenanzahl so gewählt, dass sich eine identische Messdauer über alle Lock-In Frequenzen ergibt. Um realitätsnahe Prüfzeiten zu verwenden, wird sich für eine Messzeit von hundert Sekunden entschieden. Somit resultiert aus der Lock-In Frequenz von 0,01 Hz lediglich eine Periodenanzahl von Eins. Vergleichsmessungen mit mehreren Perioden zeigten keine deutliche Ergebnisverbesserung. Weiterhin wird der höhere Energieeintrag bei niedrigen Frequenzen mittels Amplitudensenkung ausgeglichen.

Durch Verwendung von Gl. (2.17) lässt sich die thermische Eindringtiefe theoretisch bestimmen. Für die Temperaturleitfähigkeit a_{th} in Faserquerrichtung werden $0{,}4{\cdot}10^{-6}\,\mathrm{m}^2/\mathrm{s}$ gemäß Tab. 2.1 zu Grunde gelegt. Da die geringste Temperaturleitfähigkeit als Eingangsgröße dient, stellt auch die berechnete thermische Diffusionslänge μ einen Minimalwert dar.

Ultraschall Phased-Array

Das Ultraschallprüfgerät OmniScan MX2 von Olympus aus Bild A[252] der Abb. 4.10 wird eingesetzt. Es liefert ein Amplitudenbild (A-Bild), eine Schnittansicht (B-Bild) sowie eine Draufsicht (C-Bild). Vor allem das C-Bild erlaubt eine schnelle Schadensbeurteilung, da es Amplituden- und Laufzeitinformationen vereint. Somit ist die ortsbezogene Lokalisierung von Fehlertiefen möglich. Als Wegaufnehmer dient der GLIDER-Scanner, welcher in Bild B der Abb. 4.10 im Messaufbau dargestellt ist.

A **B**

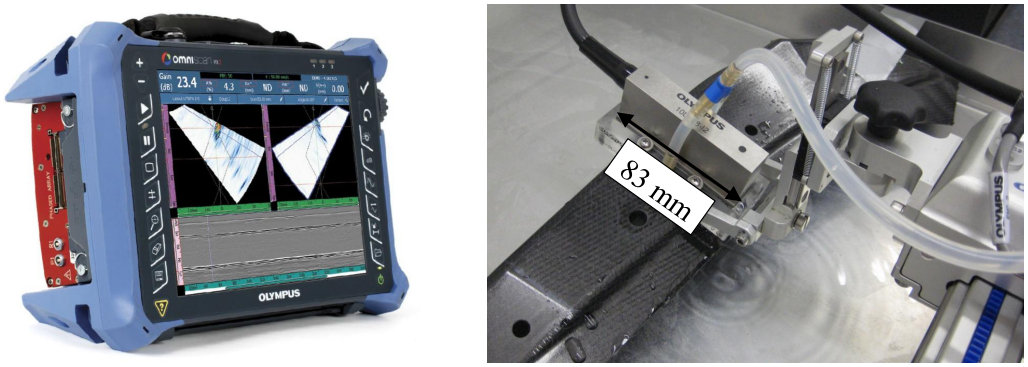


Abbildung 4.10.: **A**: OmniScan MX2 (B×H×T: 325×235×130 mm^3)[252]
B: Prüfkopf 10L128-I2 (B×H×T: 83×35×21 mm^3) an GLIDER

Der Prüfkopf 10L128-I2 arbeitet mit 10 MHz und 128 Piezoelementen im Impuls-Echo-Verfahren. Der Kontakt zum Prüfobjekt wird mit einer Vorlaufstrecke über Wasserspaltankopplung realisiert. Der auf die Oberflächennormale bezogene Einschallwinkel beträgt 0 °. Zur Auswertung werden die Longitudinalwellen genutzt. Weiterhin muss dem Gerät die Ausbreitungsgeschwindigkeit der Ultraschallwellen vorgegeben werden. Für die Schallgeschwindigkeit in CFK wird ein Wert von 2840 m/s gewählt. Da Platten verschiedener Dicke mit den gleichen Einstellungen zu vermessen sind, fällt die Entscheidung auf eine unfokussierte Prüfung. Dies entspricht einem Tiefenfokus von 50 mm. Über eine Verstärkungsvariation lassen sich die Ergebnisse dann vergleichbar gestalten.

[252] Olympus 2013

5. Ergebnisse

Im Folgenden werden Messreihen vorgestellt, in denen der entwickelte Streifeninduktor im Mittelpunkt steht. Gleichzeitig erfolgt die Beschreibung der jeweiligen Resultate. Der Ergebnisdiskussion ist ein eigener, sich anschließender Abschnitt gewidmet.

5.1. Grundlagenversuche zum Streifeninduktor

Das Kapitel dient der Darstellung grundlegender Versuche, die dem Induktionsverständnis dienen. Erst werden die maximal erreichbaren Temperaturhübe für unterschiedliche Materialien aufgezeigt, dann die Temperaturhomogenität des Anregungsbereiches betrachtet und abschließend einige Versuche an speziellen Lochblechen durchgeführt.

5.1.1. Induktionsparameter

Nach dem Aufbau des MF-Induktors dienen praktische Messungen der Verifizierung. Dazu werden die in Abschnitt 4.3.1 vorgestellten Materialproben verwendet. Ziel der Vorgehensweise ist die messtechnische Ermittlung möglichst vieler Parameter der Induktionsanregung. Die Ergebnisse lassen sich mit den theoretischen Betrachtungen vergleichen. Weiterhin dienen sie als Eingangsgrößen der mathematischen Auslegung. Beispielsweise wird die Gesamt-Induktivität und Gesamt-Impedanz des Induktors an den ungeschädigten Materialproben bestimmt. Zusätzlich findet eine Aufzeichnung der im Induktor fließenden Ströme sowie der entsprechenden Induktionsfrequenzen statt. Ebenfalls wird der Streufluss des MF-Induktors am induktiv angeregten Stahlblech MP-Fe quantifiziert.

Messwerte des LCR Messgerätes

Variiert das Bauteil im Magnetfeld, kann es durch den Einfluss der materialspezifischen Parameter zu sehr unterschiedlichen induktiven und Ohm'schen Kennwerten kommen. Zur Überprüfung werden nach dem praktischen Aufbau des Induktors entsprechende Messungen an den in Abschnitt 4.3.1 vorgestellten ungeschädigten Materialproben durchgeführt.

Mit dem RLC 100 sind die resultierende Gesamt-Induktivität und Gesamt-Impedanz lediglich bei einer Messfrequenz von 1 kHz ermittelbar. Dies entspricht nicht dem Band der späteren Induktionsfrequenzen. Trotzdem zeigen die Werte der Tab. 5.1 sehr gut Abhängigkeiten auf und erlauben Rückschlüsse auf die resultierende Induktivität bei 18 kHz.

Tabelle 5.1.: Materialabhängige induktive und Ohm'sche Werte des MF-Induktors bei einer Messfrequenz von 1 kHz

Messgröße / **Materialprobe**	**Res. G.-Induktivität** L_{res} in µH	**Res. G.-Impedanz** Z_{res} in mΩ
Ungekoppelter Zustand bzw. Luft	256 ± 3	110 ± 2
Stahlblech MP-Fe	366 ± 4	580 ± 12
Aluminiumblech MP-Al	235 ± 2	210 ± 4
CFK Gewebestruktur MP-CFK	256 ± 3	120 ± 2

Messwerte der Stromzange und des Teslameters

Der vom MF-Generator IFF EW100 abgegebene und im Induktor fließende Strom wird mit der Stromzange Agilent U1213A bestimmt. Für jede Materialprobe werden 20 Testmessungen mit den auf S. 102 genannten Standardparametern der Induktionsgeneratoren aufgezeichnet. Die definierte Zeitspanne zwischen den Messungen beträgt eine Minute. In dieser Zeit soll sich der Ausgangszustand wieder einstellen. Für den im Primärkreis fließenden Strom I_P ergibt sich am Stahlblech ein Durchschnittswert von 42,7 A ± 1,8 A, am Aluminiumblech von 41,9 A ± 1,8 A und an der CFK Gewebestruktur von 42,3 A ± 1,8 A. Die Bestimmung der Induktionsfrequenz dient einer Kontrolle. Der Mittelwert über alle Einzelmessungen ist 18,0 kHz ± 0,1 kHz.

Bei der Reihenuntersuchung mit dem MF-Induktor am Stahlblech wird parallel zum Strom die magnetische Flussdichte ermittelt. Dazu findet das Teslameter FM 302 Verwendung. Die Prüfsonde AS-NTP wird durch das Sichtfenster berührend auf der Bauteiloberfläche positioniert. Wichtig ist die Kenntnis über den Verlauf des Magnetfeldes, damit Feldlinien die Sondenspitze möglichst im rechten Winkel durchströmen. Aus den 20 Messungen resultiert eine durchschnittliche Streuflussdichte von 1,83 T ± 0,01 T. Am IDEA HS10 wird der Stromfluss durch den HF-Induktor in Verbindung mit der CFK Gewebestruktur aus 20 Einzelmessungen bestimmt. Es ergibt sich ein Mittelwert von 225,4 A ± 11,7 A. Die vom Gerät angezeigte Induktionsfrequenz beträgt 164 kHz und zeigt nur geringe Abweichungen zum gemittelten Messwert von 161,8 kHz ± 0,6 kHz.

5.1.2. Erzielbare Temperaturhübe

Nachfolgend wird eine Übersicht zu den erzielbaren Temperaturhüben des MF- und HF-Induktors an Stahl, Aluminium und CFK gegeben. Dazu werden die ungeschädigten Materialproben MP-Fe, MP-Al und MP-CFK verwendet. Das Stahlblech MP-Fe wird jeweils im ungeschwärzten und geschwärzten Zustand vermessen. An der unbehandelten Probe kann nur eine scheinbare Temperaturdifferenz gemessen werden, die vom Emissionsgrad abhängig ist. Auf der idealisierten Oberfläche (Schwärzung mittels Graphitspray) sind hingegen realistische Werte bestimmbar. Somit wird Kenntnis von den wahren Heizraten erlangt. Aufgrund des hohen Reflexionsgrades ließen sich Messungen an Aluminium nur bei geschwärzter Oberfläche durchführen. An CFK wird auf eine Schwärzung verzichtet, da sich die Probenoberfläche gut für thermografische Messungen eignet.

Als Energiequelle dienen sowohl der Induktionsgenerator IFF EW100 als auch der IDEA HS10. Es werden die auf S. 102 beschriebenen Parameter und ein Versuchsaufbau nach Abb. 4.7 bzw. Abb. 4.9 genutzt. Die Untersuchungsreihen setzen sich aus zwölf Einzelmessungen zusammen, bei denen die Induktionsdauer von 0,05 s - 1 s variiert. Bis 0,2 s geschieht dies in Schritten von 0,05 s und dann in einer Spanne von 0,1 s. Grund der Unterteilung ist die Vermutung, dass kleinere Anregungszeiten nicht genau eingehalten werden. Die erzielbaren Temperaturhübe sind aus den Sequenzen bestimmbar, welche die Wärmebildkamera SC 5500-M aufzeichnet. Dazu wird in dem induktiv erwärmten Bereich ein ROI (Engl.: Region of Interest) über das komplette Sichtfenster des MF-Induktors von $50 \times 25\,\mathrm{mm}^2$ bzw. des HF-Induktors von $50 \times 75\,\mathrm{mm}^2$ platziert. Damit ist ein gemittelter Temperaturverlauf über die gesamte Aufnahmezeit visualisierbar.

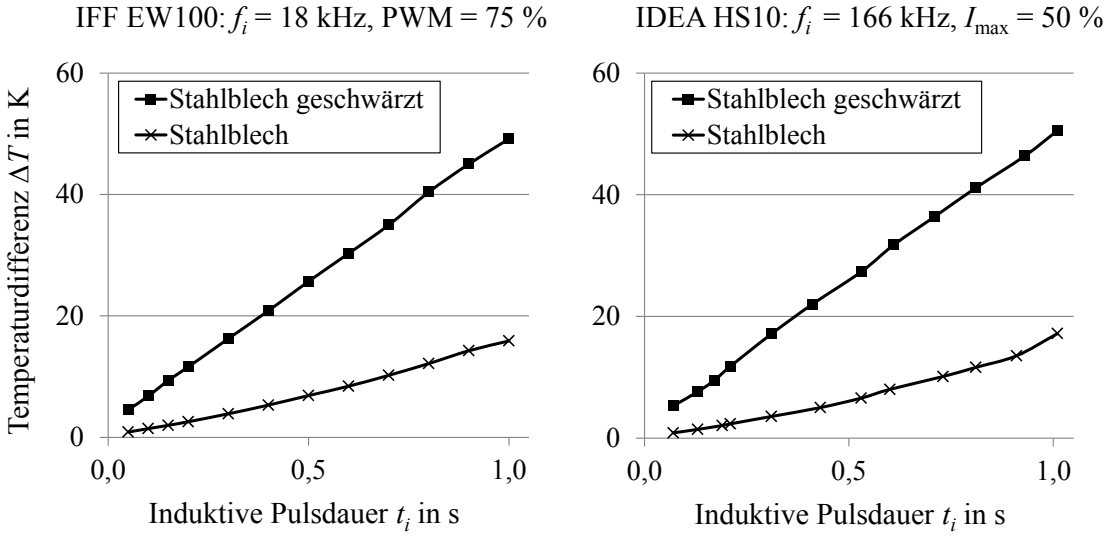


Abbildung 5.1.: Temperaturhub des MF- und HF-Induktors am un- / geschwärzten Stahlblech MP-Fe bei Variation der induktiven Pulsdauer t_i

Für das Stahlblech MP-Fe ist der gemessene Temperaturhub als Funktion der Anregungszeit in den Diagrammen der Abb. 5.1 dargestellt. Der MF-Induktor erzielt bei einer Heizzeit von 0,5 s am ungeschwärzten Stahlblech eine scheinbare Temperaturdifferenz von 6,9 K und im geschwärzten Zustand von 25,7 K. Mit 6,6 K und 27,3 K weichen die Werte am IDEA HS10 nur geringfügig ab. Folglich ergeben sich mit MF- und HF-Induktor für das ungeschwärzte Stahlblech Hübe von etwa 15 K/s und für die geschwärzte Probe von ungefähr 50 K/s. Da die verwendete FLIR SC 5500-M eine thermische Empfindlichkeit von etwa 15 mK aufweist, wird auf das Einzeichnen von Fehlerbalken verzichtet.

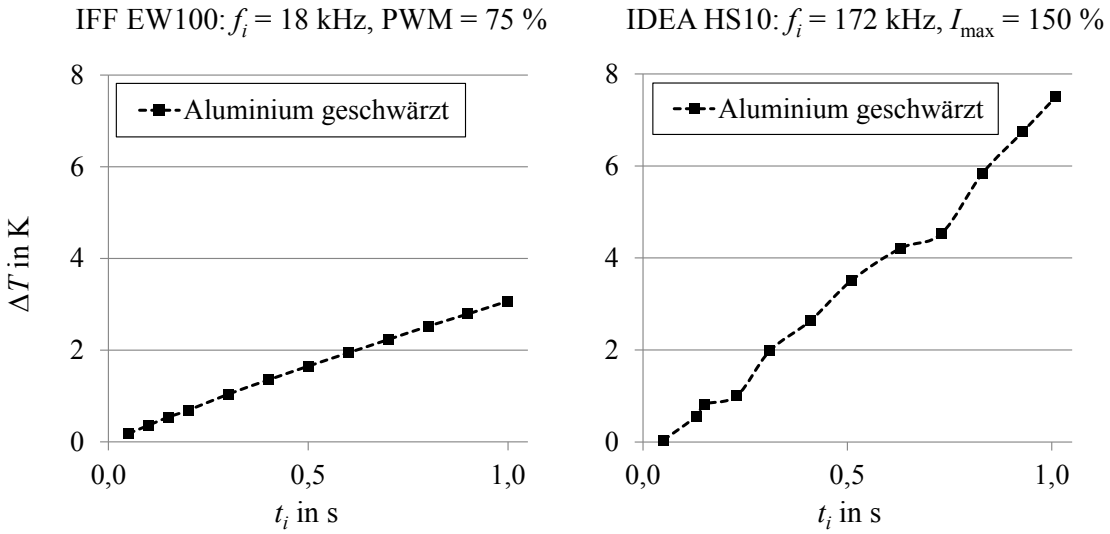


Abbildung 5.2.: Temperaturhub des MF- und HF-Induktors am geschwärzten Aluminiumblech MP-Al bei Variation der Anregungszeit t_i

An der unbehandelten Aluminiumproben MP-Al ist ein Emissionsgrad von unter 0,1 anzunehmen.[253] Daher fallen die Messwerte der scheinbaren Temperatur entsprechend gering aus und es werden dazu keine Ergebnisse präsentiert. In den Graphen der Abb. 5.2 sind die Resultate für geschwärztes Aluminiumblech MP-Al dargestellt. Mit dem MF-Induktor lassen sich bei 0,5 s Anregungsdauer Hübe von 1,7 K und bei 1 s von 3,1 K generieren. Die Versuche mit dem IDEA HS10 erfolgen bei einer höheren Induktionsfrequenz als am Stahlblech. Aufgrund der verringerten Gesamt-Induktivität wird die Frequenz automatisch vom Generator neu kalibriert. Um den Energieeintrag zu maximieren, findet aber eine manuelle Anpassung des Maximalstromes auf 150 % statt. Vom HF-Induktor ist mit einer halben Sekunde Heizzeit ein thermischer Hub von 3,5 K generierbar. Die ermittelte Temperaturdifferenz beträgt 7,5 K/s. Auffällig ist, dass die Messwerte für den HF-Generator nur einen annähernd linearen Zusammenhang aufweisen. Die Ursache sind jedoch ungenaue Schaltzeiten, welche sich durch eine Umrüstung des IDEA HS10 unterbinden lassen.

[253] Vgl. Fouad und Richter 2009, S. 19

Als drittes fehlerfreies Prüfobjekt dient die ungeschwärzte CFK Gewebestruktur MP-CFK. Abb. 5.3 visualisiert die auftretenden Temperaturhübe als Funktion der Anregungszeit. Am IFF EW100 erzeugt der Induktor nur geringe Differenzen. Für eine Heizzeit von einer halben Sekunde beträgt sie 2,9 K und für eine Sekunde 5,7 K. Am HF-Generator führen die Materialparameter zu einer automatischen Frequenzanpassung auf 164 kHz. Zusätzlich wird aufgrund der zu erwartenden Temperaturen lediglich ein Maximalstrom von 50 % gewählt. Nach 0,5 s Anregungszeit ist ein Sprung um 35,1 K messbar. Der scheinbare Temperaturhub pro Sekunde beträgt 66,4 K.

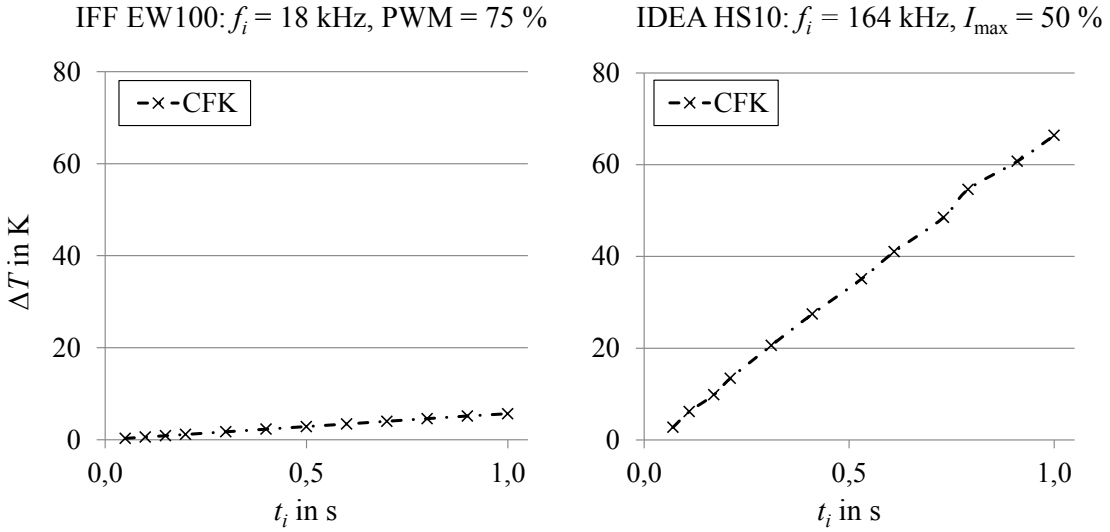


Abbildung 5.3.: Temperaturhub des MF- und HF-Induktors an ungeschwärzter CFK Gewebestruktur MP-CFK bei Variation der induktiven Pulsdauer t_i

Die Messreihen am IDEA HS10 finden mit unterschiedlichen Einstellungen zum Maximalstrom statt. Während für das Aluminiumblech MP-Al ein Wert von 150 % verwendet wird, beträgt er an Stahl und CFK nur 50 %. Deshalb sollen weitere Untersuchungen klären, welche Temperaturhübe bei größeren Stromstärken auftreten.

Für den HF-Generator werden als Obergrenze 150 % festgelegt. Die am Stahlblech erzielten Temperaturhübe sind in den Diagrammen der Abb. 5.4 dargestellt. Allerdings besitzt die verwendete Thermografiekamera FLIR SC 5500-M bei der üblichen Integrationszeit von 500 µs nur einen Temperaturmessbereich von 17 °C bis 85 °C. Die auftretenden Heizraten an der behandelten Oberfläche überschreiten dieses Fenster. Somit befindet sich die Kamera in Sättigung. Abhilfe schafft eine Verringerung der Integrationszeit. Deshalb wurden die Werte am geschwärzten Stahlblech MP-Fe bei einer Integrationszeit von 250 µs bzw. einer Temperaturskala von 41 °C - 117 °C aufgenommen. Am un- bzw. geschwärzten Stahlblech MP-Fe ergeben sich bei etwa 0,5 s Anregungszeit Temperaturdifferenzen von 29,1 K bzw. 79,4 K für 100 % und 40,6 K bzw. 85,9 K für 150 % Maximalstrom.

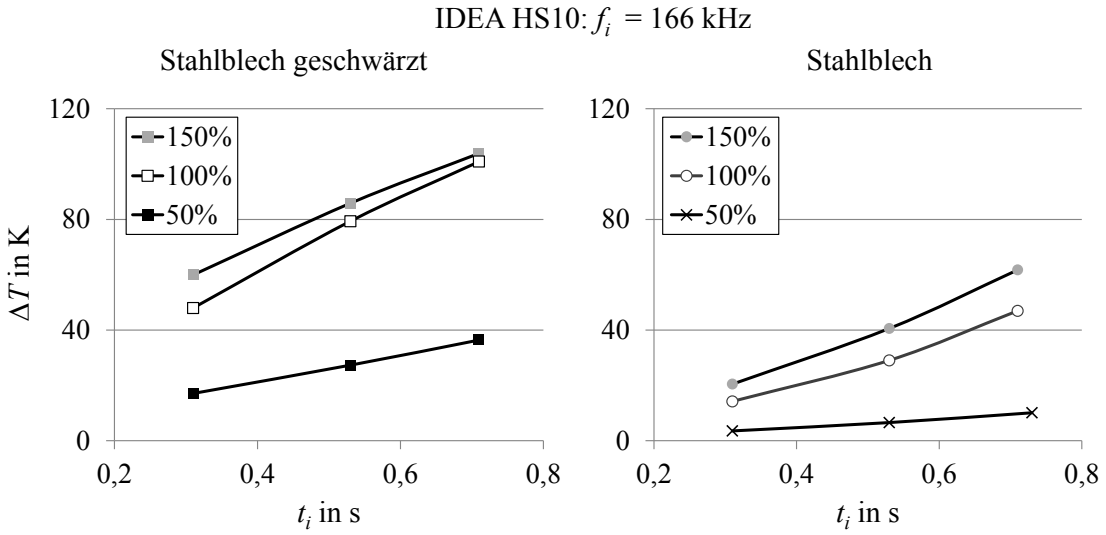


Abbildung 5.4.: Temperaturhub des HF-Induktors am un- / geschwärzten Stahlblech MP-Fe bei Variation von Anregungszeit t_i und Maximalstrom $I_{\max}$

Auch die ungeschädigte CFK Probe MP-CFK wird unter Variation des Maximalstromes vermessen. Die resultierenden Verläufe zeigen die Diagramme der Abb. 5.5. In Analogie zum geschwärzten Stahlblech ist hier ebenfalls eine kleinere Integrationszeit einzustellen. Da die Hübe noch größer ausfallen, werden 75 µs gewählt, was einem Temperaturfenster von 89 °C bis 188 °C entspricht. Wird der HF-Generator mit einer Induktionsdauer von 0,5 s betrieben, ist an MP-CFK für 100 % eine Temperaturdifferenz von 111,4 K messbar. Bei einem Maximalstrom von 150 % sind es sogar 149,8 K.

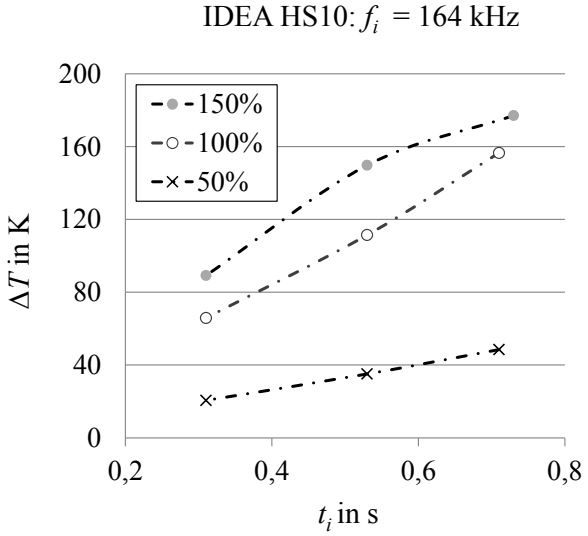


Abbildung 5.5.: Temperaturhub des HF-Induktors an ungeschwärzter CFK Gewebestruktur MP-CFK bei Variation von Anregungszeit t_i und Maximalstrom $I_{\max}$

5.1.3. Homogenität des Anregungsbereiches

Bei der simulationsbasierten Auslegung des Induktors dient der gleichmäßig erwärmte Messbereich als Optimierungskriterium. Deshalb folgt nach dem praktischen Aufbau die experimentelle Untersuchung. Dazu findet als ungeschädigte Materialprobe das Stahlblech MP-Fe Verwendung. Zusätzlich wird die Oberfläche mit Graphitspray geschwärzt. Somit können Störeinflüsse auf die gemessene Temperaturhomogenität infolge variierender Emissionsgrade ausgeschlossen werden. Als Anregungsquelle dient der MF-Generator IFF EW100 mit den auf S. 102 genannten Standardparametern. Die Thermografieaufnahme aus Abb. 5.6[254] zeigt den vom Induktor erwärmten Bereich zum Anregungsende von 0,5 s. Zwei Temperaturprofile verdeutlichen die auftretenden Streubreiten. Die Differenz der horizontalen Temperaturverteilung beträgt unter 1 K, die der vertikalen etwa 7 K. Daher sollten zu vermessende Prüfbereiche, insbesondere Schweißnähte, möglichst waagerecht im Sichtfenster positioniert werden.

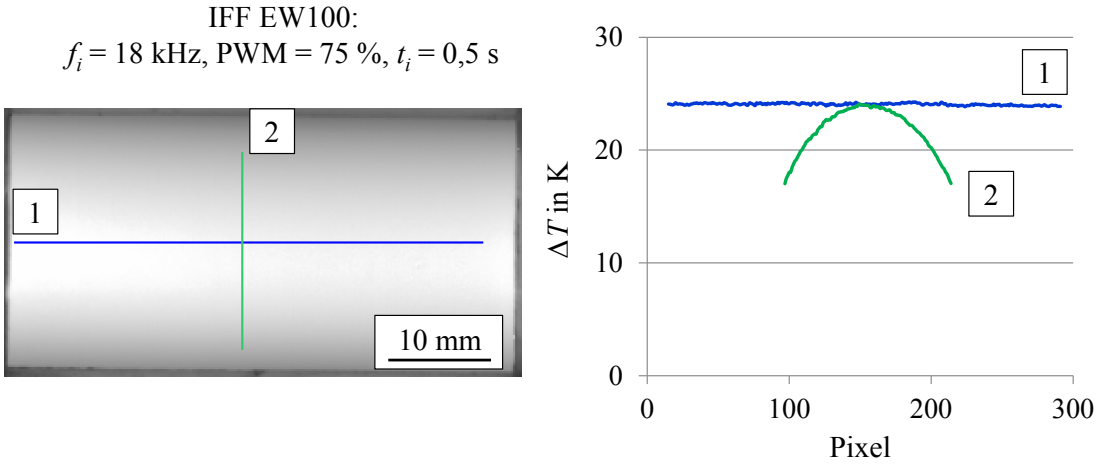


Abbildung 5.6.: Waagerechtes und senkrechtes Temperaturprofil bei IPT am geschwärzten Stahlblech MP-Fe zum Ende der Anregungszeit $t_i = 0{,}5\,\mathrm{s}$[254]

5.1.4. Messungen an Lochblechproben

Dem besseren Verständnis induktiver Vorgänge in Spule und Prüfobjekt dienen weitere Grundlagenversuche an Lochblechen. Dabei werden alle Proben geschwärzt, um die bereits beschriebenen Oberflächeneffekte ausschließen zu können. Im ersten Schritt wird das Bohrungsblech LB-Bo-Fe vermessen. Das resultierende Temperaturprofil zum Anregungsende zeigt Abb. 5.7. Es ist eine stärkere Erwärmung in der waagerechten Bildmitte und

[254] In Anlehnung an Hönl u. a. 2013, S. 7

hier insbesondere in den Randbereichen der Löcher zu erkennen. Diese Regionen bilden sich sehr kreisförmig aus und besitzen an allen vier Bohrungen vergleichbare thermische Verläufe und Spitzenwerte. Die Temperaturen liegen aber zum Anregungsende nur etwa 2 K über dem Durchschnittswert der in dieser Ebene auftretenden thermischen Differenz von 24 K.

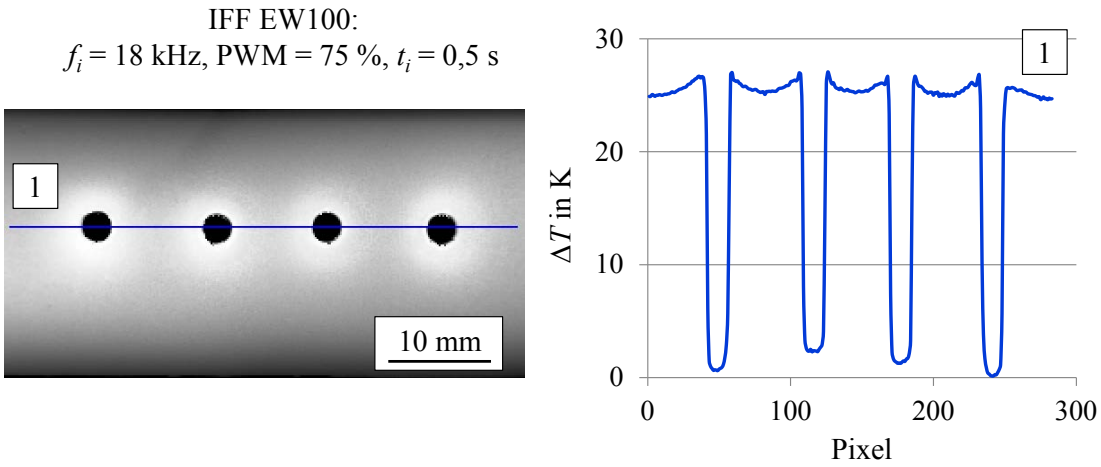


Abbildung 5.7.: Temperaturprofil bei IPT am geschwärzten Stahlblech mit vier Bohrungen LB-Bo-Fe von 2,5 mm Durchmesser zum Ende der Anregungszeit $t_i = 0{,}5$ s

Auch am geschwärzten Lochblech LB-Ru-Fe werden die induktiven Heizvorgänge untersucht. Die zeitlichen Temperaturverläufe ergeben sich aus Abb. 5.8.

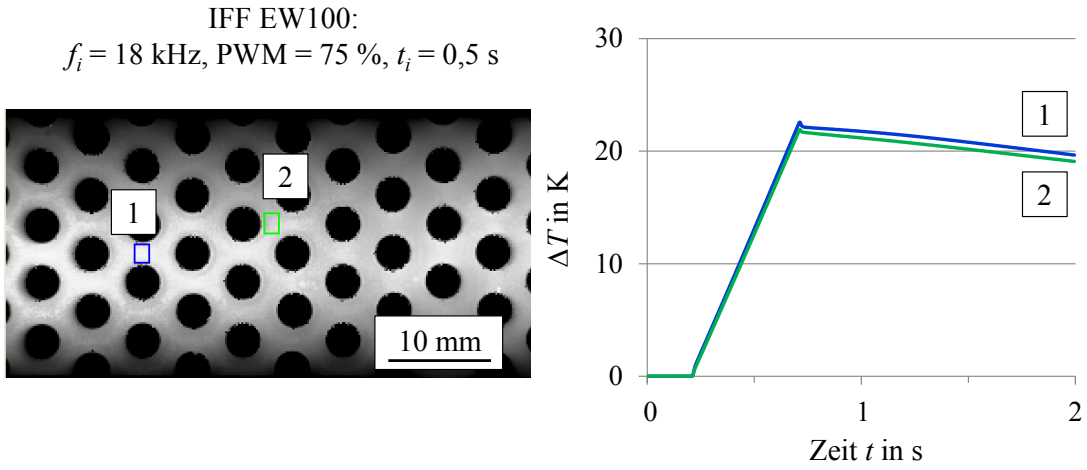


Abbildung 5.8.: Temperaturverläufe bei IPT am geschwärzten Lochblech LB-Ru-Fe

Oberhalb einer Materialaussparung wird der erste Betrachtungsbereich platziert. ROI 2 ist hingegen neben einer Bohrung in einem senkrecht vollständigen Werkstoffbereich po-

sitioniert. Zum Anregungsende besitzen beide einen vergleichbaren Hub von 23 K. Die Beobachtungsphase präsentiert sich für beide Bereiche ebenfalls mit nahezu identischem Verlauf und einer fast linearen Abkühlung von etwa 2 K/s.

Ebenfalls vermessen wird das Lochgitter LB-Re-Fe. Neben dem Thermogramm zum Anregungsende sind die Temperaturverläufe der beiden ROIs in Abb. 5.9 dargestellt. ROI 1 wird unterhalb einer rechteckigen Materialaussparung in einem horizontal vollständigen Werkstoffbereich platziert. Ein weiterer ROI liegt hingegen zwischen zwei Löchern im vertikal durchgängigen Blechstreifen.

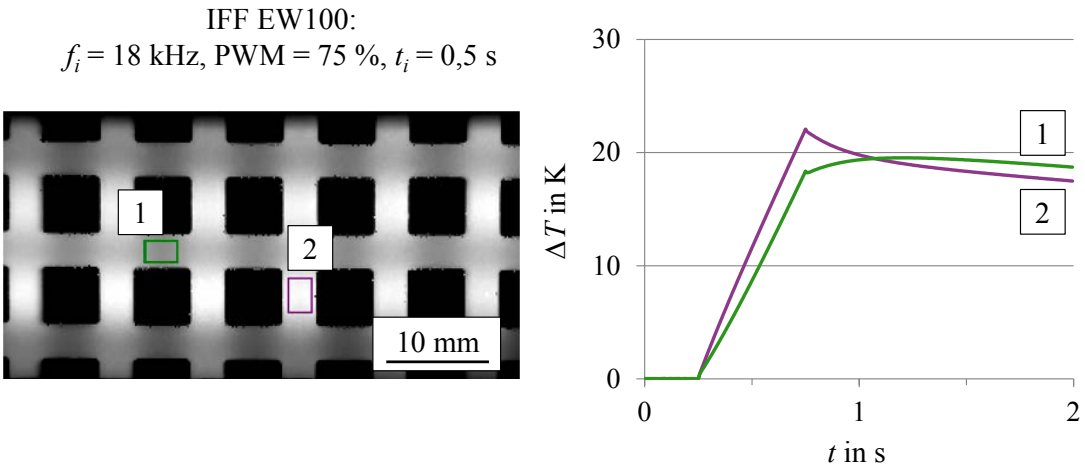


Abbildung 5.9.: Temperaturverläufe bei IPT am geschwärzten Lochgitter LB-Re-Fe

In der Region eins wird zum Anregungsende ein Heizwert von 18 K detektiert. Die Temperatur steigt in der sich anschließenden Beobachtungsphase weiter an und erreicht eine halbe Sekunde nach Anregungsende ihren Spitzenwert bei etwa 20 K. Danach fällt sie mit nicht einmal 1 K/s ab. Der an ROI 2 gemessene Temperaturhub zum Ende des Induktionspulses ist im direkten Vergleich etwa 3 K höher. Die sich anschließende Abkühlung zeigt einen degressiven Verlauf. Ungefähr 0,3 s nach Anregungsende schneiden sich die beiden erläuterten Graphen.

5.2. Prüfung von Schweißnähten auf Anbindungsfehler

Die Prüfung der Schweißnähte auf Falsche Freunde mittels IPT erfolgt in Reflexionsanordnung. Als Anregungsquelle dient der MF-Induktor am IFF EW100. Zusammen arbeiten beide in einem Frequenzbereich, welcher an Stahl zu Eindringtiefen im Mikrometerbereich führt. Diese sind für die gewünschte Flächenheizung ausreichend. Da der Induktionsgenerator zusätzlich über einen hohen Wirkungsgrad und einen stabilen Arbeitsprozess verfügt, wird ihm der Vorzug gegeben. Neben den induktiven Standardparametern arbeitet auch die FLIR SC 5500-M mit den üblichen Einstellungen (siehe S. 102).

5.2.1. Betrachtung der Temperaturverläufe

Einleitend wird die laserstrahlgeschweißte Fügeverbindung des ungeschwärzten Realbauteils RB-FF-Fe-1 überprüft. Die Schweißnaht besitzt einen, visuell nicht erkennbaren, inneren Bindefehler. Dieser ist mit einer Fühlerlehre nachweisbar. Mit IPT wird gemäß Abb. 5.10[255] eine scheinbare Temperaturdifferenz von 9 K am Prüfobjekt generiert.

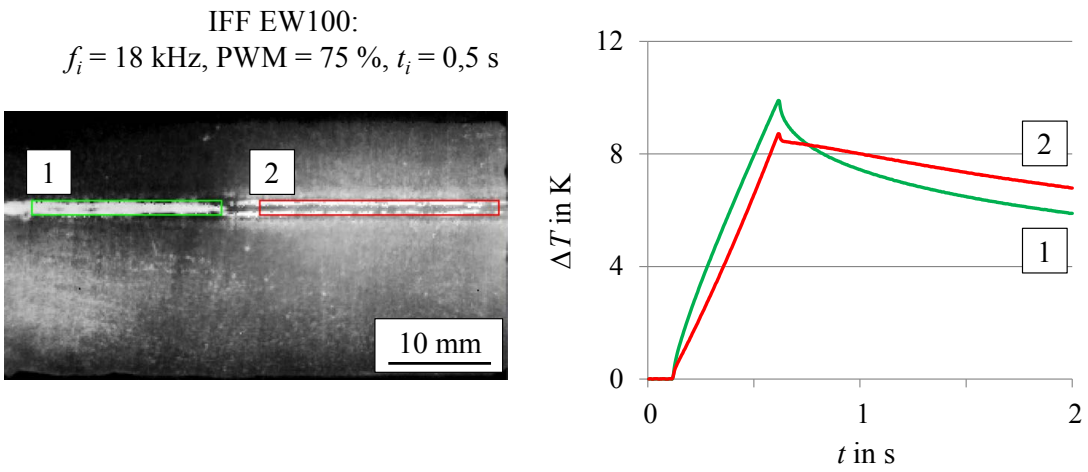


Abbildung 5.10.: Temperaturverläufe bei IPT an einer bereichsweise angebundenen Laserstrahlschweißnaht der B-Säule RB-FF-Fe-1
(ROI 1: angebunden / ROI 2: nicht angebunden)[255]

Aufgrund der lediglich bereichsweisen Anbindung ergeben sich ganz unterschiedliche Temperaturverläufe. Zu ihrer Visualisierung werden zwei ROIs in den Nahtregionen platziert. Im Diagramm der Abb. 5.10[255] ist ersichtlich, dass sich die Anregungsdauer von 0,1 s bis 0,6 s erstreckt. In diesem Zeitraum weisen beide Bereiche eine nahezu identische Er-

[255] In Anlehnung an Hönl u. a. 2013, S. 8

wärmung mit linearem Anstieg auf. Stärkere Abweichungen zeigen sich in der Beobachtungsphase. Hier fällt die Temperatur von Region 1 degressiv ab. Etwa eine Sekunde nach Anregungsende ist der Wert bereits um mehr als ein Drittel auf eine thermische Differenz von 6 K abgesunken. Im Bereich von ROI 2 kommt es hingegen zu einer vergleichsweise langsamen Abkühlung, die eher linear mit 1 K/s verläuft. Das rechte Diagramm der Abb. 5.11 zeigt die gleiche Messung mit anderer Skalierung der Ordinate.

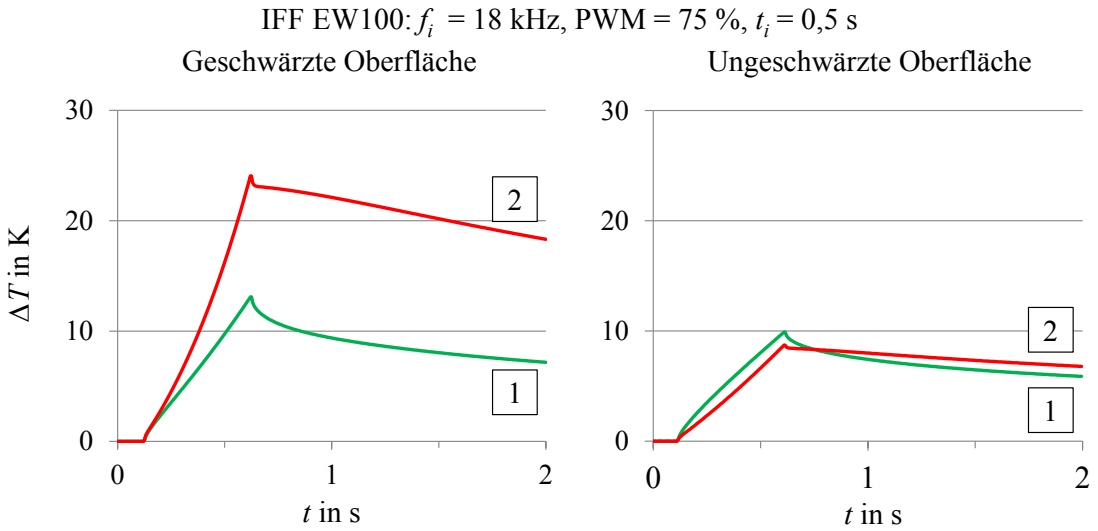


Abbildung 5.11.: Vergleich der Temperaturverläufe bei IPT an bereichsweise angebundener Schweißnaht der B-Säule RB-FF-Fe-19 für den geschwärzten und ungeschwärzten Zustand (ROI 1: angebunden / ROI 2: nicht angebunden)

Die Untersuchungen gelten jedoch für ein Prüfobjekt mit unbehandelter Oberfläche. Somit hat der Emissionsgrad erheblichen Einfluss und es werden nur scheinbare Temperaturdifferenzen registriert. Für den geschwärzten Zustand soll eine Vergleichsmessung mit identischen Parametern mögliche Unterschiede zeigen. Die Ergebnisse sind im linken Diagramm der Abb. 5.11 dargestellt. Nach Schwärzung wird an ROI 1 zum Anregungsende eine unwesentlich höhere Temperaturdifferenz von 13 K erreicht. Der thermische Spitzenwert in Region 2 beträgt im Vergleich zur ungeschwärzten Oberfläche mit 25 K mehr als das Doppelte. Auch bei den Abkühlungsraten treten Differenzen auf. In der Region 1 ist innerhalb der ersten Sekunde nach Anregungsende eine Temperaturreduktion auf 7 K messbar. Der lineare Abfall im Bereich von ROI 2 beträgt etwa 4 K/s.

5.2.2. Stichversuche an defektbehafteten Schweißnähten

Der auf den bisherigen Ergebnissen aufbauende Prinzipnachweis beinhaltet einen größeren Stichprobenumfang. Dazu werden die in Abschnitt 4.3.2 beschriebenen Stahlbleche mit

laserstrahlgeschweißten Nähten thermografisch vermessen. Die Parameter sind von der IPT am Realbauteil übernommen. Jede Probe wird mit drei Messpositionen geprüft, was insgesamt 18 Aufnahmen ergibt. Da die Untersuchungen der Prinziptauglichkeit[256] dienen, soll es zu einer minimalen Störung des Magnetfeldschlusses kommen. Deshalb wird darauf geachtet, dass der Induktor immer vollständig das Stahlblech überdeckt.

Für die Prüfung bedeutet dies wiederum eine Vernachlässigung der Randbereiche. Somit stehen an der SP-FF-Fe-1 bis SP-FF-Fe-3 nur etwa 115 mm bzw. an der SP-FF-Fe-4 bis SP-FF-Fe-6 nur ungefähr 125 mm des mittleren Schweißnahtbereiches zur Verfügung. Da die künstlich erzeugten Anbindungsfehler jedoch stets mittig auftreten, ist der Sachverhalt unerheblich. Weiterhin sind die Thermografiekamera und der Induktionsgenerator miteinander gekoppelt und so eingestellt, dass sie bei jeder Aufnahme gleichzeitig auslösen. Diese Triggerung ist notwendig, um einheitliche Voraussetzungen für die Auswertung zu schaffen. In allen Messungen startet die Anregungsphase im 10. Bild und endet im 110. Bild. Anschließend können die Rohdaten mittels DFT in den Frequenzbereich transformiert und zeitlich ausgewertet werden.

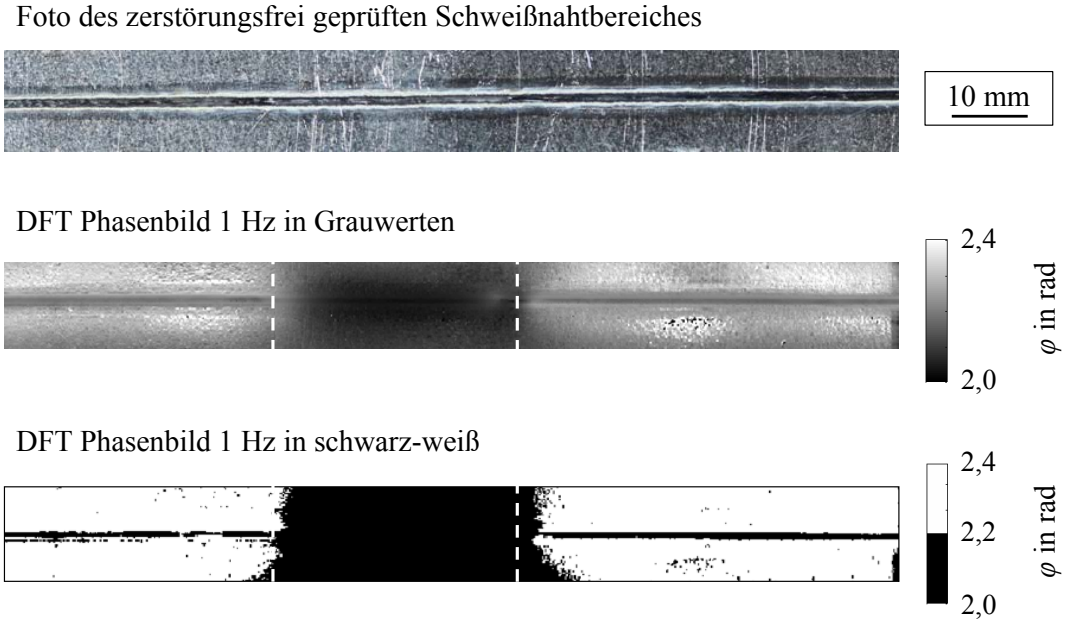


Abbildung 5.12.: IPPT an defektbehafteter Schweißprobe SP-FF-Fe-1
(DFT Phasenbild aus drei Einzelmessungen zusammen gesetzt)

In Abb. 5.12 sind die entsprechenden Ergebnisse für die laserstrahlgeschweißte Fügeverbindung der SP-FF-Fe-1 dargestellt. Anhand eines Fotos des geprüften Bereiches wird nachgewiesen, dass die Anbindungsfehler visuell anhand von Äußerlichkeiten nicht feststellbar sind. Weiterhin wird das Phasenbild bei 1 Hz in Grauwerten abgebildet. Es resultiert aus

[256] Klassifizierung in Anlehnung an Siemer 2010, S. 31–38

der IPT an den Schweißproben in Verbindung mit einer nachträglichen Auswertung der DFT. Das Ergebnisbild ist aus drei Einzelmessungen zusammengesetzt. Im mittleren Bereich treten abweichende Phasenwinkel mit kleineren Radianten auf. Der Kontrast kann durch die Darstellung in schwarz-weiß noch verdeutlicht werden. Dazu wird der zu Grunde liegende Wertebereich mittig bei 2,2 rad getrennt.

Eine adäquate Darstellung für SP-FF-Fe-2 präsentiert Abb. 5.13. Aufgrund der fehlerfreien Nahtqualität dient sie dem direkten Vergleich. Auf die Illustration der IPPT an SP-FF-Fe-3 wird verzichtet, da sie ein identisches Ergebnisbild liefert.

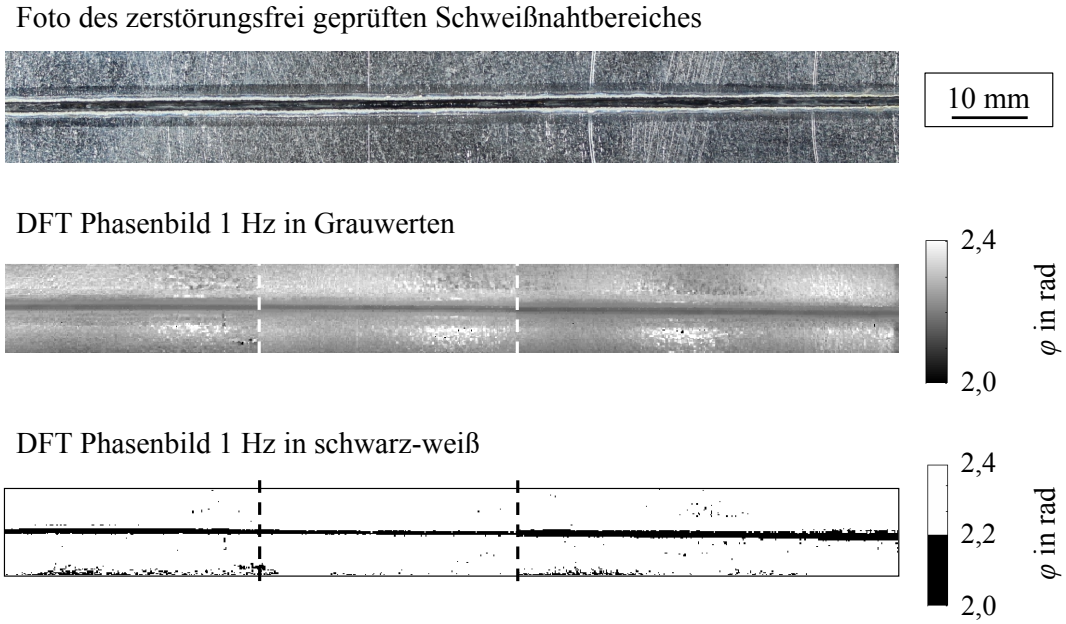


Abbildung 5.13.: IPPT an fehlerfreier Schweißprobe SP-FF-Fe-2
(DFT Phasenbild aus drei Einzelmessungen zusammengesetzt)

Die Messungen an der zweiten Probengruppe mit abweichender Blechstärke und Oberflächenbeschaffenheit liefern nahezu analoge Resultate. Aus Gründen der Komplexität wird auf die Präsentation des Befundes von SP-FF-Fe-4 verzichtet. Exemplarisch erfolgt die Gegenüberstellung der fouriertransformierten Phasenbilder mit 1 Hz für die SP-FF-Fe-5 und SP-FF-Fe-6. Die Ergebnisse sind in Abb. 5.14 und Abb. 5.15 dargestellt. Lediglich an der Naht der sechsten Probe bildet sich nach induktiver Anregung ein Bereich mit divergierendem Phasenwinkel aus. Die kleineren Winkel im mittleren Nahtabschnitt sind mittels DFT visualisierbar. Allerdings nehmen die Phaseninformationen der Messreihe einen größeren Wertebereich von 2,0 rad bis 2,6 rad ein. Für die Schwarz-Weiß-Darstellung wird eine optimale Grenze von 2,3 rad ermittelt. Mit der Fühlerlehre ist an der Schweißnaht der SP-FF-Fe-5 kein Falscher Freund erkennbar. An der laserstrahlgeschweißten Fügeverbindung der Probe SP-FF-Fe-6 ist hingegen ein zentraler Bereich ohne Anbindung nachweisbar.

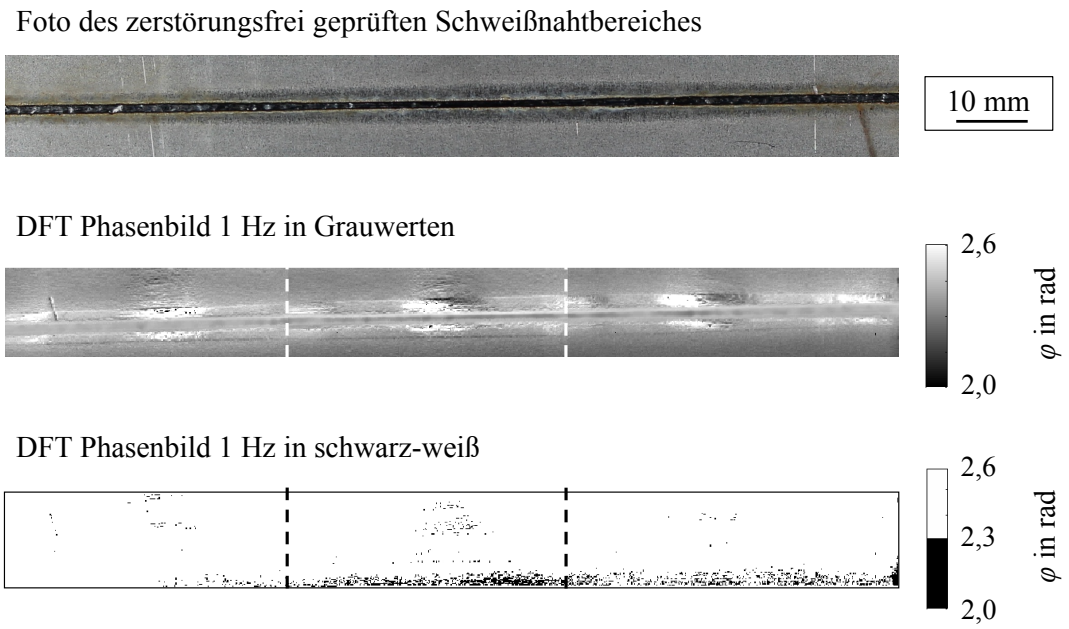


Abbildung 5.14.: IPPT an fehlerfreier SP-FF-Fe-5
(DFT Phasenbild aus drei Einzelmessungen zusammengesetzt)

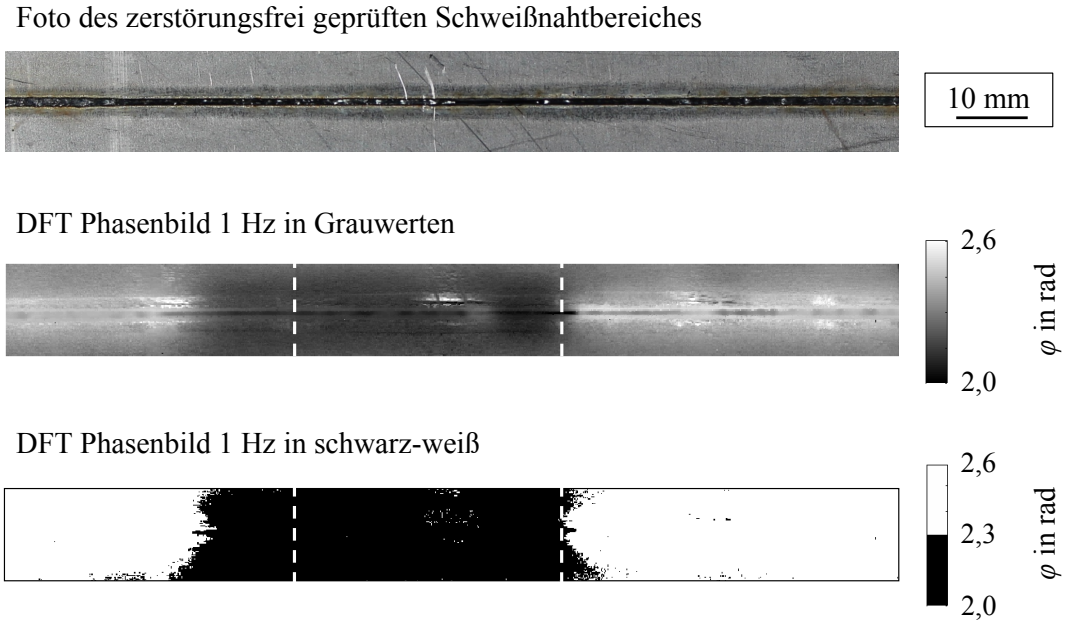


Abbildung 5.15.: IPPT an defektbehafteter Schweißprobe SP-FF-Fe-6
(DFT Phasenbild aus drei Einzelmessungen zusammengesetzt)

5.3. Prüfung von CFK auf Schlagschäden

Auf den folgenden Seiten wird die zweite praxisrelevante Problemstellung betrachtet. Für die Messungen findet ebenfalls der vorgestellte Streifeninduktor Verwendung, aufgrund der erzielten Heizraten allerdings in HF-Ausführung. Anhand von Grundlagenversuchen werden die ideale Anregungszeit und Induktorposition bestimmt. Zusätzlich erfolgt an einer exemplarischen Probe die Diskussion der Temperaturverläufe für fehlerfreie und defektbehaftete Bauteilregionen. Basierend auf den Erkenntnissen werden die CFK Proben mit IPT vermessen. Zusätzlich findet ein Abgleich der Ergebnisse mit Prüfverfahren statt, welche sich für diesen Anwendungsfall etabliert haben.

Einleitend gilt es, die optimale Anregungszeit für den Betrieb des Induktors am IDEA HS10 zu bestimmen. Dies erfolgt unter anderem an der CFK Impactprobe Köper Imp-CFK-Gew. Die weiteren Parameter des Generators betragen für die Induktionsfrequenz 164 kHz und für den maximalen Strom 50 %. Da die Gewebestruktur eine Ausbildung von Leiterschleifen begünstigt, eignet sich das Material gut für die induktive Erwärmung. Aus Abb. 5.16 sind die Differenzbilder dreier Messungen mit steigender Anregungsdauer ersichtlich. Eine Zeitverlängerung führt dabei zu einem größeren Temperaturhub. Allerdings sinkt gleichzeitig die Kontrastschärfe, da die entstehende Wärme sofort ins umliegende Material diffundiert. Das Optimierungsproblem führt zu einer idealen Anregungszeit von 0,3 s. Für die weiteren Messreihen wird der Wert übernommen.

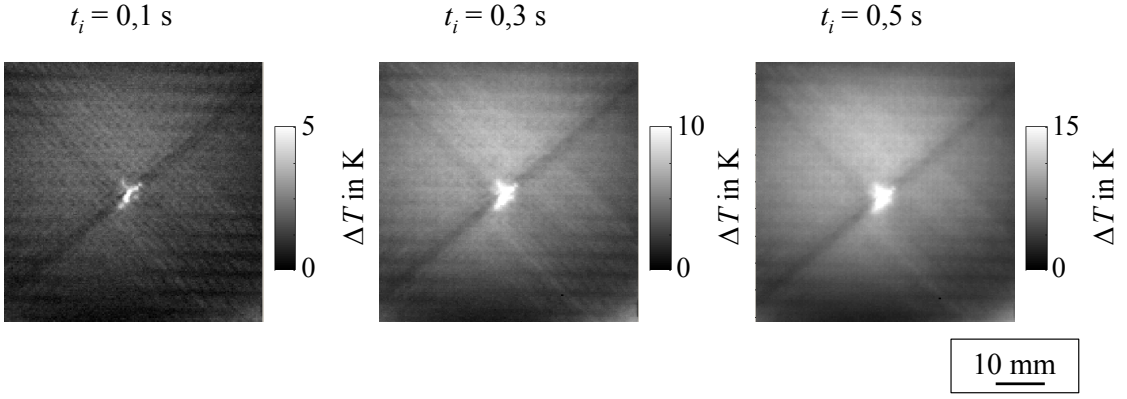


Abbildung 5.16.: IPT an CFK Impactprobe Imp-CFK-Gew bei steigender Anregungszeit t_i (Vergleich der Differenzbilder zum Anregungsende)

Weiterhin spielt die Positionierung des Induktors zum Prüfobjekt eine entscheidende Rolle. Dies ist exemplarisch in Abb. 5.17 für Impact 2 der Probe Imp-CFK-Gel-A.1 dargestellt. Der Induktor ist in der ersten Messung so positioniert, dass die theoretische Flussrichtung der Wirbelströme im Winkel von $-45\,^\circ$ zur sichtbaren CFK Lage steht. Daraufhin wird

er so weit verdreht, dass sich die induzierten Ströme parallel zur obersten Gewebelage der Einschlagseite ausprägen. Eine dritte Messung erfolgt unter einem Winkel von 45 °.

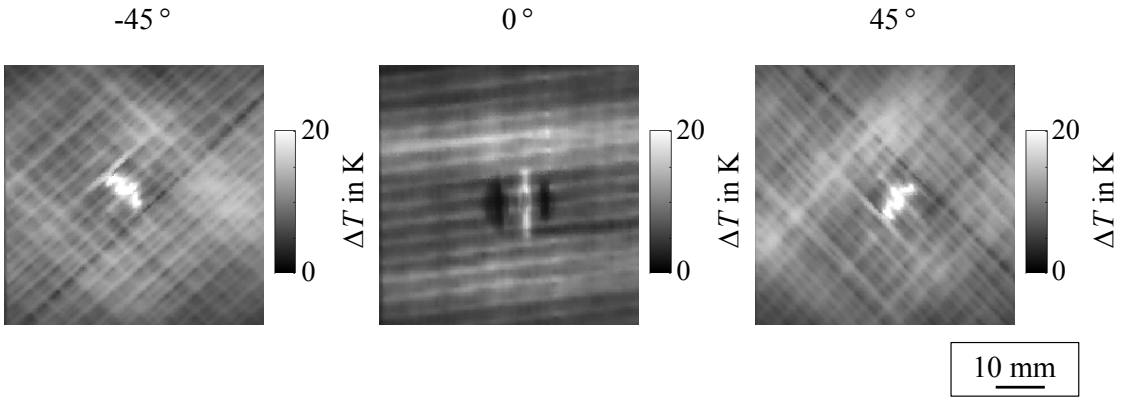


Abbildung 5.17.: IPT an Impact 2 der Imp-CFK-Gel-A.1 bei variierender Ausrichtung des Induktors zur obersten CFK Lage (Vergleich der Differenzbilder)

5.3.1. Betrachtung der Temperaturverläufe

Da sich die Orientierung von 0 ° als Lösung mit der besten Fehlersignatur erweist, werden die thermischen Effekte für diesen Fall genauer betrachtet. Dazu erfolgt in bestimmten Bauteilregionen eine Analyse mittels ROIs. Dargestellt sind die Ergebnisse in Abb. 5.18. Dabei zeigt das Thermogramm den Messbereich zum Ende der induktiven Pulsdauer von 0,3 s.

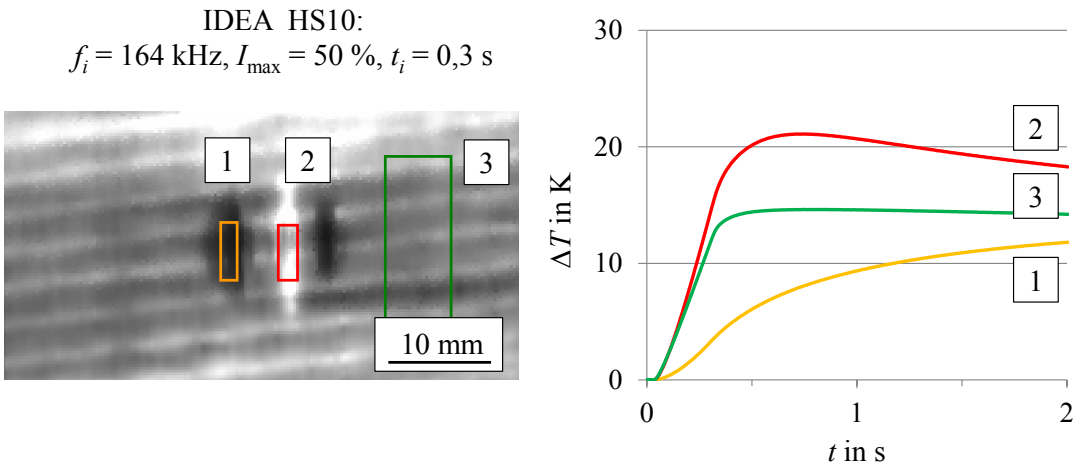


Abbildung 5.18.: Temperaturverläufe bei IPT an Impact 2 der Imp-CFK-Gel-A.1 unter 0 ° Induktorausrichtung

Für die drei ROIs ergeben sich völlig unterschiedliche Temperaturverläufe. An ROI 1 kommt es nur zu einer sehr langsamen Erwärmung. Allerdings geht diese weit über das Anregungsende hinaus. Zum Ende der Aufzeichnung von 2 Sekunden hat die Temperaturdifferenz etwa 12 K erreicht und wächst weiter an. Im Kontrast dazu steigt die Temperatur in den Bereichen 2 und 3 schon während der Induktionsphase mit fast linearem Verlauf stark an. In der Region 2 sind zum Anregungsende Werte erreicht, die etwa 20 K über der Ausgangstemperatur liegen. Auch darüber hinaus kommt es noch zu einem Anstieg. In der zweiten Sekunde der Aufnahme fällt die Temperatur dann leicht ab. Für ROI 3 wird zum Anregungsende eine thermische Differenz von ungefähr 15 K erreicht. Über den weiteren Betrachtungszeitraum ändert sich die Temperatur in dieser Region nur noch geringfügig.

5.3.2. Stichversuche an impactgeschädigtem CFK

Die bisher vorgestellten Stichversuche mit dem HF-Induktor führen zu aussagekräftigen Ergebnissen. Deshalb werden in weiteren Untersuchungen CFK Impactproben aus Gelege mit unterschiedlichen Kombinationen an Dicke und Aufschlagenergie vermessen. Die Untersuchungen an den einzelnen Impacts erfolgen in den drei einleitend erläuterten Orientierungen. Da über die gesamte Messkampagne allerdings ein Winkel von 0 ° optimale Resultate liefert, werden vorrangig Ergebnisse dieser Orientierung präsentiert.

Einleitend wird an den Proben eine Sichtprüfung (Engl.: Visual Testing / VT)[257] durchgeführt. Die Beschreibung der visuell erkannten Fehlerbilder dient als Grundlage der Messkampagne. Im Vergleich mit den technischen Prüfverfahren zeigt sich dann der erreichbare Mehrwert. Die Messungen mit IPT erfolgen alle von der Einschlagseite der Proben aus. Es wird immer das Bild des Differenzfilmes 0,25 s nach Anregungsbeginn bzw. 0,05 s vor Ende des Induktionspulses dargestellt. Die Wahl fiel auf diese Vorgehensweise, um trotz streuender Anregungszeiten vergleichbare Ergebnisse zu erzielen. Als zusätzliches Verfahren kommt die OLT mit den drei Prüffrequenzen nach Abschnitt 4.4 zum Einsatz. Es werden Aufnahmen der Einschlag- und der Rückseite angefertigt. Da auf Fotos die äußerlichen Impactschäden nur schlecht und die inneren Unregelmäßigkeiten gar nicht ersichtlich sind, dienen die OLT Messungen gleichzeitig der Defektvisualisierung. Eine manuell gesetzte Profillinie erlaubt die Quantifizierung des auftretenden Phasensprungs am markanten Fehler.

Zusätzlich werden die Proben einer Ultraschallprüfung mittels Phased-Array unterzogen. Das verwendete System ist ebenfalls beschrieben. Um eine Vorstellung von der inneren Defektausbreitung zu bekommen, werden für interessante Kombinationen vergleichbare Impacts hergestellt und einer zerstörenden Prüfung unterzogen. Dabei wird jeweils ein

[257] Vgl. DIN EN 473 2008, S. 8

Schliffbild in Richtung der obersten Faserlage und eines senkrecht dazu angefertigt. Anhand der Querschliffe kann zusätzlich ein Vergleich mit den theoretisch beschriebenen Defektmechanismen erfolgen. Die sich anschließende Ergebnispräsentation wird nach aufsteigender Probendicke und Impactenergie vorgenommen. Bei Nummerierung der Faserlagen wird mit der Zählung immer auf der Einschlagseite begonnen.

Probe Imp-CFK-Gel-A.1

Bei dieser Probe handelt es sich um eine CFK Platte von einem Millimeter Dicke, in welche Impacts mit 3 J eingebracht sind. Auf der Einschlagseite ist visuell ein leichter Eindruck feststellbar. An Fehler 2 sind Risse zu erkennen. Die Rückseite zeigt im Bereich der Impacts Absplitterungen und Risse. Die Schädigungen vom ersten und dritten Impact erscheinen größer als die vom zweiten.

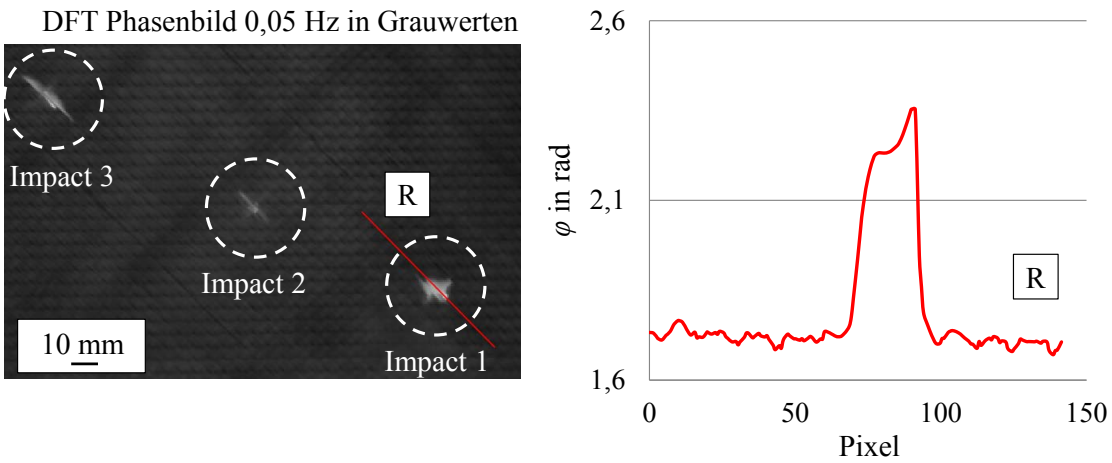
Optische Lock-In Thermografie (OLT)
Die optische Anregung bei einer Lock-In Frequenz von 0,05 Hz mit 3 Einschwing- und 5 Messperioden erzielt an der Probe Imp-CFK-Gel-A.1 die besten Resultate. Entsprechende Phasenbilder zeigt Tab. 5.2. Auch in den eingezeichneten Profillinien tritt der Fehler deutlich hervor. Auf der Einschlagseite erzeugt Impact 2 einen Phasensprung von über 0,3 rad. Ebenfalls ist die oft als Schmetterlingsstruktur bezeichnete Fehlersignatur gut erkennbar. An der Rückseite kommt es im Bereich von Impact 1 zu einer flächigen Ablösung. Die Phasendifferenz zum ungeschädigten Bereich beträgt hier 0,6 rad. Impact 2 und 3 hingegen charakterisiert eine längliche Absplitterung. Die Fehler sind oberflächlich und können auch visuell gut identifiziert werden.

Ultraschall Phased-Array
Mit der Technik lassen sich die Defekte ebenfalls nachweisen. Allerdings führt die geringe Probendicke schnell zu Messfehlern. Da die Impacts auch visuell gut zu erkennen sind, wird auf die Darstellung der Ergebnisse verzichtet.

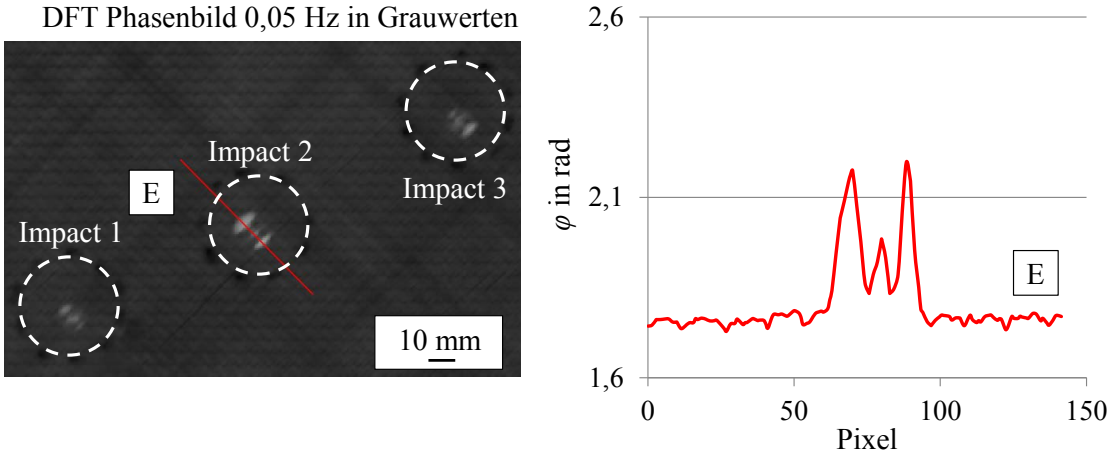
Induktive Puls Thermografie (IPT) mit HF-Induktor unter 0 ° Ausrichtung
Die Differenzbilder der drei Impacts in Probe Imp-CFK-Gel-A.1 zeigt Tab. 5.2. Dargestellt ist ein Temperaturbereich von 20 K. Im Bereich der Defekte kommt es zu lokalen Temperaturüberhöhungen, welche etwa 8 K an Impact 1 sowie 5 K an Impact 2 und 3 betragen. Im näheren Fehlerumkreis entstehen kühlere Bereiche. Die Differenz zur höheren Temperatur des ungeschädigten Bereiches liegt für die drei Impacts bei 4 K - 6 K.

Tabelle 5.2.: Prüfung der Probe Imp-CFK-Gel-A.1

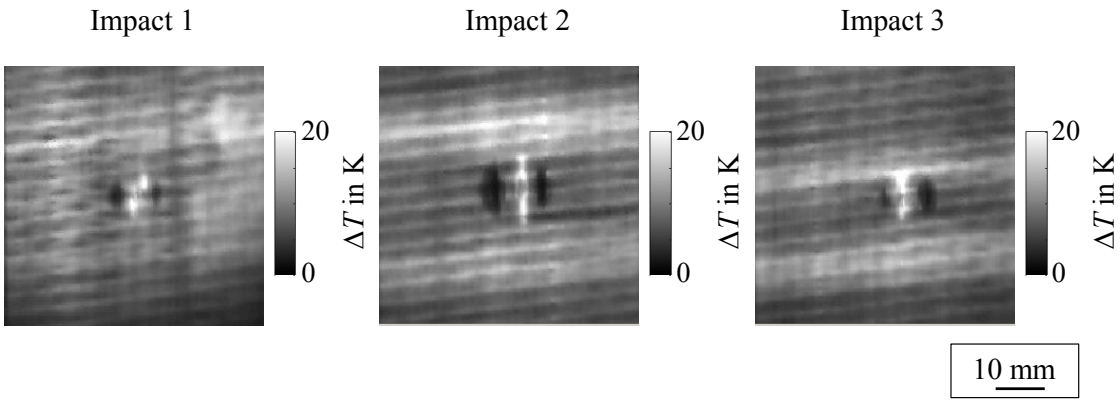
OLT an der Rückseite (0,05 Hz)



OLT an der Einschlagseite (0,05 Hz)



IPT mit HF-Induktor an der Einschlagseite (0 ° sowie 164 kHz, 50 % und 0,3 s)



Probe Imp-CFK-Gel-B.2

Die definierten Schäden der Probe Imp-CFK-Gel-B.2 besitzen eine normalisierte Impactenergie von 2,5 J/mm bzw. bei einer Probendicke von 2 mm eine Impactenergie von 5 J. Visuell sind auf der Einschlagseite leichte Eindrücke des Stoßkörpers zu erkennen. Im Bereich von Impact 2 und 3 sind jeweils zwei Risse von etwa 3 mm Länge sichtbar. Charakteristisch ist der vom Einschlagpunkt ausgehende und senkrecht zur Faserrichtung wandernde Verlauf. An der Rückseite sind minimale Brüche der Matrix vorhanden, welche sich als weiße Linien darstellen.

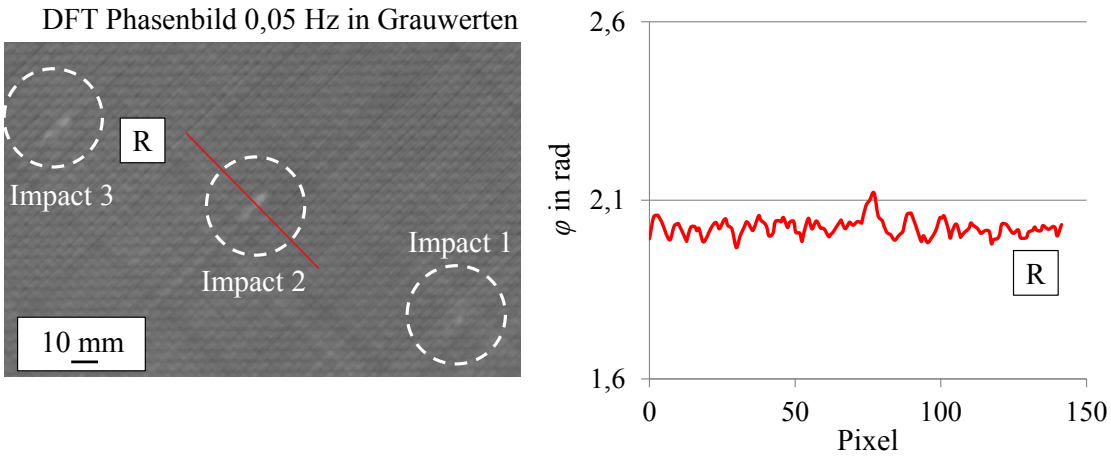
Optische Lock-In Thermografie (OLT)
Mit OLT können keine Defekte an der Einschlagseite festgestellt werden. Auch bei stärkeren Schäden infolge Impactenergien von bis zu 10 J ist am 2 mm dicken CFK kein Defekt nachweisbar (siehe Tab. 5.5). Beachtet werden muss allerdings das Messergebnis der Rückseite. Auch wenn die am Defekt ermittelte Phasendifferenz mit 0,1 rad gering ausfällt, sind Schäden in Faserrichtung erkennbar.

Ultraschall Phased-Array
Mit Ultraschallprüfung lassen sich keine Schäden feststellen. Lediglich die Abdrücke des Stoßkörpers werden als punktförmige Auffälligkeiten dargestellt.

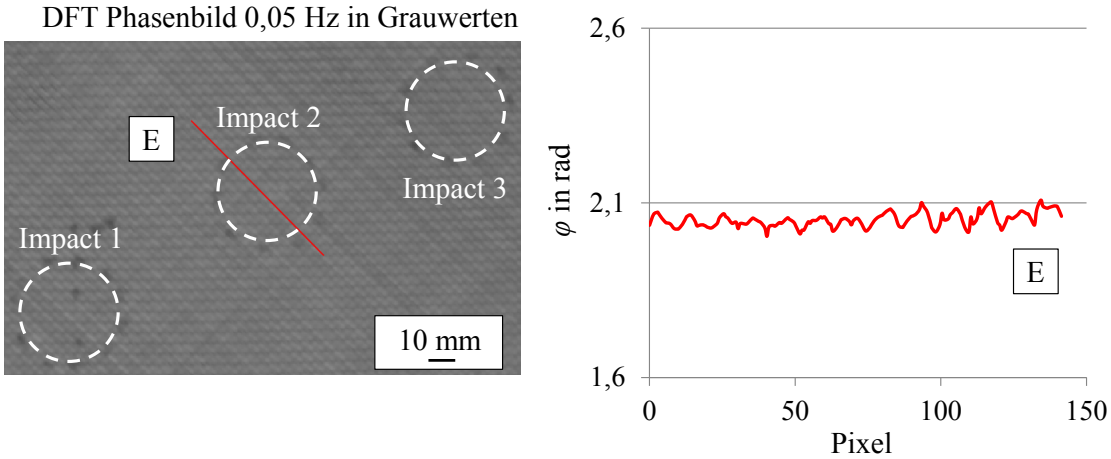
Induktive Puls Thermografie (IPT) mit HF-Induktor unter 0 ° Ausrichtung
Die Defektbereiche der Probe Imp-CFK-Gel-B.2 im Differenzbild zeigt Tab. 5.3. Dabei erwärmen sich einzelne Stellen der Impactbereiche sehr viel stärker. Diese örtlich begrenzten Temperaturüberhöhungen werden auch Hot Spots genannt. Sie liegen für Impact 1 ungefähr 5 K und an Defekt 2 und 3 etwa 10 K über dem normalen Temperaturniveau der Probe.

Tabelle 5.3.: Prüfung der Probe Imp-CFK-Gel-B.2

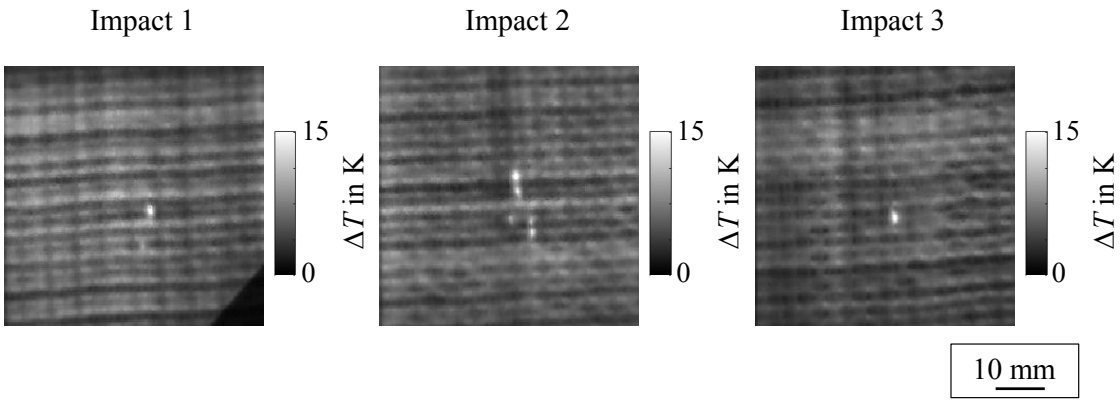
OLT an der Rückseite (0,05 Hz)



OLT an der Einschlagseite (0,05 Hz)



IPT mit HF-Induktor an der Einschlagseite (0 ° sowie 164 kHz, 50 % und 0,3 s)



Probe Imp-CFK-Gel-C.2

Die Probe hat eine Dicke von 2 mm und die Impacts werden mit einer Energie von 7 J erzeugt. Auf der Einschlagseite ist ein Abdruck durch die Halbkugelstoßfläche des Impactors erkennbar. An allen Impacts treten zwei bis drei Risse auf, welche die typische Verteilung und eine Länge von 3 mm - 5 mm aufweisen. Die Rückseite zeigt nur leichte Schäden. Es sind Brüche des Matrixwerkstoffes und minimale Ausfaserungen ersichtlich.

Optische Lock-In Thermografie (OLT)
Mit OLT kann an der Einschlagseite keine Schädigung infolge Impact detektiert werden. An der Rückseite zeigen sich jedoch Auffälligkeiten. Die Phasendifferenz des markierten Fehlers beträgt etwa 0,2 rad.

Ultraschall Phased-Array
Mit Phased-Array Prüfung sind nur kleine bzw. punktförmige Schädigungen infolge des Stoßflächeneindruckes erkennbar. Das dazugehörige C-Bild zeigt Tab. 5.4.

Induktive Puls Thermografie (IPT) mit HF-Induktor unter 0 ° Ausrichtung
In Tab. 5.4 ist die Auswertung der thermografischen Rohdaten eine viertel Sekunde nach Anregungsbeginn dargestellt. Dabei zeigen sich deutliche Erwärmungen. Aus dem geschädigten Bereich resultieren örtliche Temperaturerhöhungen von 7 K an Impact 1, sowie 9 K an Impact 2 und 10 K an Impact 3. Besonders am mittleren Impact sind kältere Regionen in unmittelbarer Umgebung des Hot Spots erkennbar. Im Vergleich zum fehlerfreien Materialbereich besitzen sie eine um etwa 2 K geringere Durchschnittstemperatur.

Tabelle 5.4.: Prüfung der Probe Imp-CFK-Gel-C.2

OLT an der Rückseite (0,05 Hz)

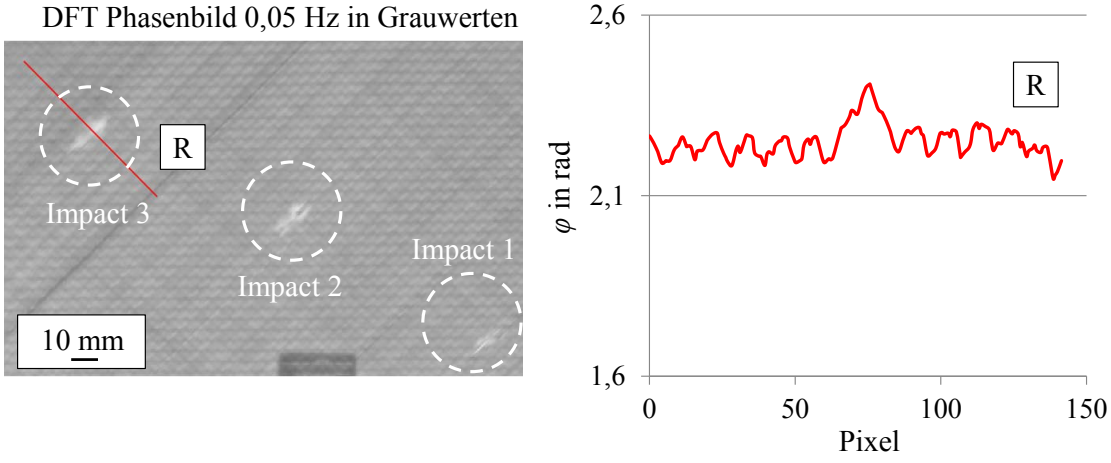
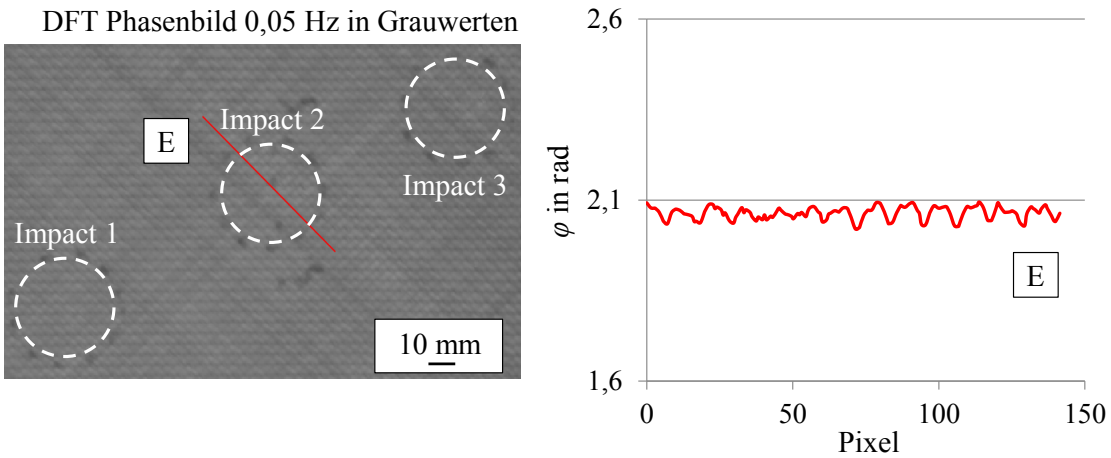
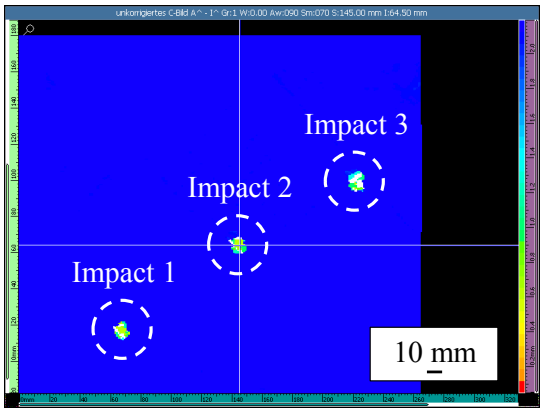


Tabelle 5.4.: Prüfung der Probe Imp-CFK-Gel-C.2

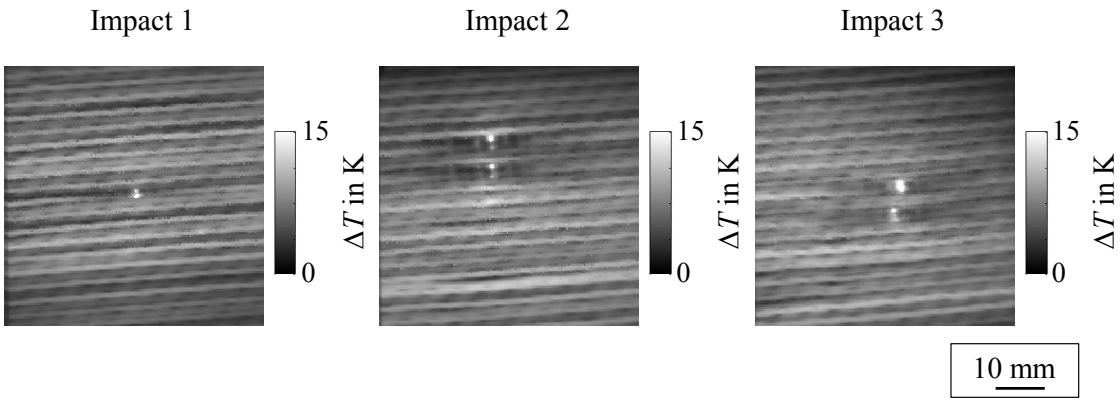
OLT an der Einschlagseite (0,05 Hz)



Ultraschall Phased-Array an der Einschlagseite (C-Bild)



IPT mit HF-Induktor an der Einschlagseite (0 ° sowie 164 kHz, 50 % und 0,3 s)



Probe Imp-CFK-Gel-D.2

Weiterhin wird eine 2 mm dicke CFK Platte mit 10 J Impacts geschädigt. Auch hier sind wieder Abdrücke infolge der Halbkugelfläche des Stoßkörpers auffällig. Die beiden charakteristischen Risse senkrecht zur Faserrichtung treten ebenfalls an allen drei Schadstellen auf. An Impact 2 erscheint ein weiterer Riss, welcher in Faserrichtung verläuft. Zusätzlich sind an der Rückseite deutliche Absplitterungen erkennbar.

Optische Lock-In Thermografie (OLT)
In Tab. 5.5 sind die Phasenbilder der OLT an beiden Seiten der Probe Imp-CFK-Gel-D.2 dargestellt. Auf der Einschlagseite ist für keinen Impact ein messbarer Phasensprung nachweisbar. Für die Rückseite ergibt sich hingegen ein anderes Bild. Die Defekte sind als flächige Regionen mit abweichenden Laufzeitinformationen ausgebildet. Die exemplarisch an Impact 1 gemessene Phasendifferenz zum ungeschädigten Material beträgt bis zu 0,3 rad. Da alle drei Impacts vergleichbare Ausprägungsformen besitzen, ist der Wert als übertragbar anzusehen.

Ultraschall Phased-Array
Gegenüber Probe Imp-CFK-Gel-C.2 wird an der Probe Imp-CFK-Gel-D.2 ein größerer Schadensumfang detektiert. Es sind nicht nur kreisförmige Eindrücke des Schlagkörpers erkennbar, sondern längliche Auffälligkeiten in Faserrichtung. Die farblich gekennzeichnete Fehlertiefe liegt bei etwa einem Millimeter.

Tabelle 5.5.: Prüfung der Probe Imp-CFK-Gel-D.2

OLT an der Rückseite (0,05 Hz)

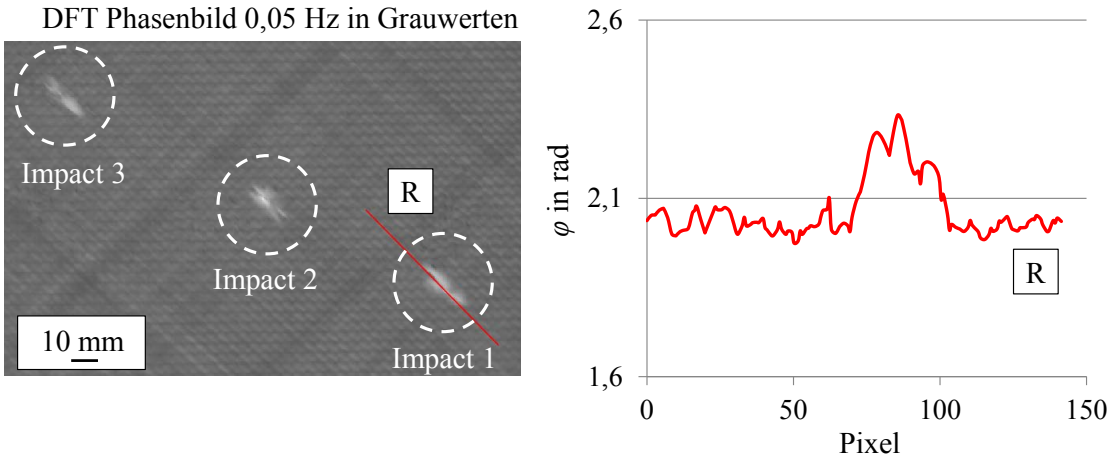
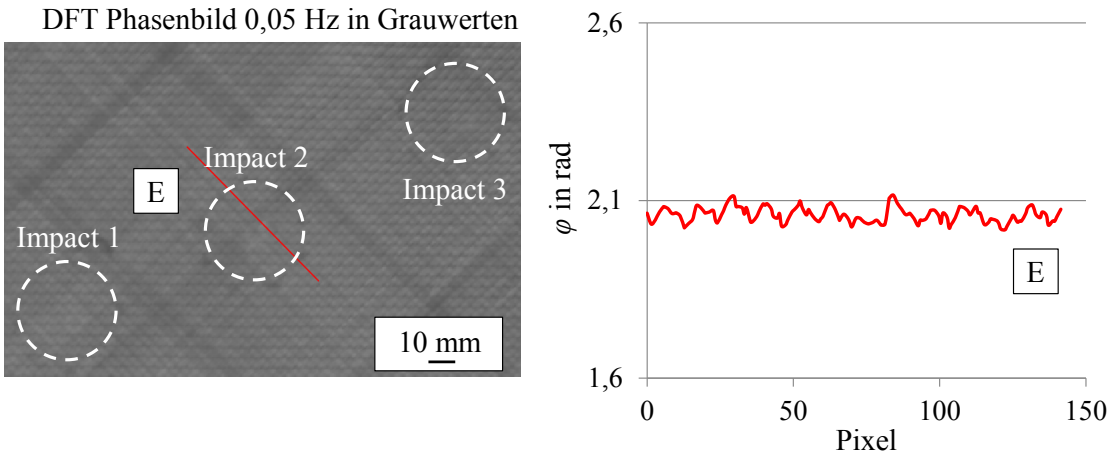
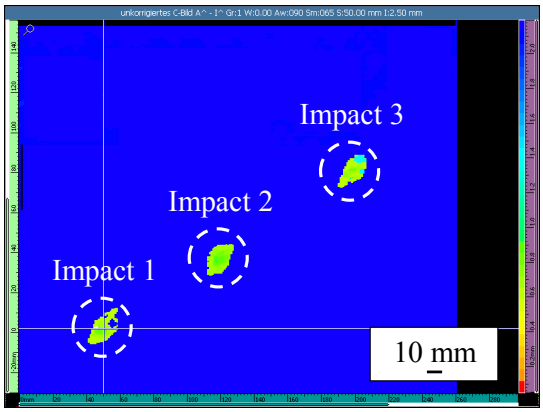


Tabelle 5.5.: Prüfung der Probe Imp-CFK-Gel-D.2

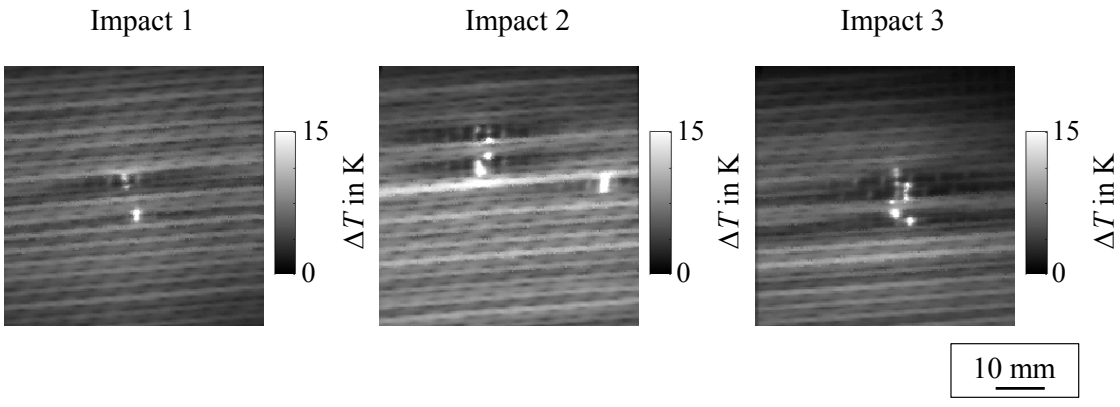
OLT an der Einschlagseite (0,05 Hz)



Ultraschall Phased-Array an der Einschlagseite (C-Bild)



IPT mit HF-Induktor an der Einschlagseite (0 ° sowie 164 kHz, 50 % und 0,3 s)



Induktive Puls Thermografie (IPT) mit HF-Induktor unter 0 ° Ausrichtung
Die Differenzbilder der IPT an der Probe Imp-CFK-Gel-D.2 zeigt Tab. 5.5. Im Impactbereich von Defekt 1 wird eine erhöhte Temperatur von etwa 7 K, an Defekt 2 von 14 K und an Defekt 3 von etwa 22 K gemessen. Am zweiten Fehler ist eine wärmere Faser im Randbereich der Schädigung besonders auffällig. In allen drei Fehlerbildern bilden sich um die Hot Spots zusätzlich Regionen geringerer Temperatur aus. Teilweise ist dort sogar der Verlauf der nächsten Faserlage sichtbar.

Querschliff
Sowohl mit Sichtprüfung als auch mit zerstörungsfreien Prüfverfahren sind deutliche Schäden erkennbar. Deshalb soll ein zusätzliches Schliffbild weitere Informationen über innere Defektmechanismen liefern. In Abb. 5.19 wird ein Querschliff mit senkrechter Orientierung zur obersten CFK Lage präsentiert. Die verwendete Probe besitzt mit 2 mm Plattendicke und 10 J Schädigungsenergie vergleichbare Spezifikationen zu Imp-CFK-Gel-D.2.

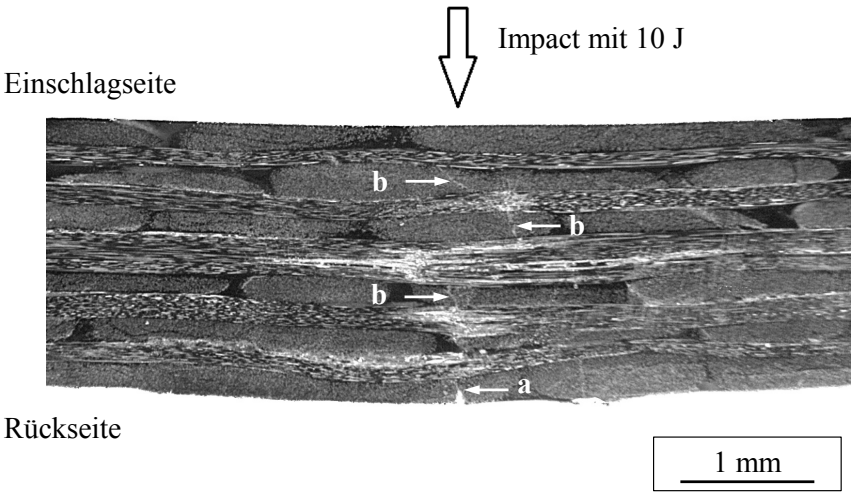


Abbildung 5.19.: Schliffbild eines 10 J Impacts an 2 mm dicker CFK Platte (analog zu Imp-CFK-Gel-D.2)

Bei einer visuellen Betrachtung ist der 90 °-Matrixriss auf der Rückseite (a) besonders auffällig. Zusätzlich sind intralaminare Risse in den inneren Faserlagen (b) erkennbar. Der Risswinkel beträgt 45 ° bis 60 °. Infolge des Schlagschadens kommt es zu einer Aufwölbung der Rückseite. Auch diese Dickenänderung des Materials ist im Schliffbild deutlich sichtbar.

Probe Imp-CFK-Gel-C.4

Eine 4 mm dicke Probe wird mit 7 J Impacts versehen. Die Einschlagseite weist minimale Abdrücke des Schlagkörpers auf. Es sind keine Risse erkennbar. Auf der Rückseite ist mit Sichtprüfung keine Schädigung auszumachen.

Optische Lock-In Thermografie (OLT)
Aufgrund der größeren Probendicke wird eine niedrigere Lock-In Frequenz von 0,01 Hz für die vorderseitigen Ergebnisbilder verwendet. Da an der Probe Imp-CFK-Gel-C.4 jedoch im Phasenbild und dem entsprechenden Profil keine Schädigung sichtbar ist, wird auf die Darstellung verzichtet. Selbst im Fall einer stärkeren Schädigung von 10 J ist auf der Einschlagseite kein Defekt erkennbar. Dies zeigt Tab. 5.7. Das Schadensausmaß eines Impacts nimmt zur Rückseite hin zu und mögliche Faserabspreizungen treten nur in den letzten Lagen bzw. an der rückseitigen Oberfläche auf. Deshalb wird diese weiterhin mit 0,05 Hz geprüft, wobei sich keine Unregelmäßigkeiten ergeben.

Ultraschall Phased-Array
Mit der Ultraschalltechnik sind nur Auffälligkeiten erkennbar, die etwa dem Umfang der Halbkugelstoßfläche entsprechen. Das beschriebene C-Bild ist in Tab. 5.6 zu finden.

Induktive Puls Thermografie (IPT) mit HF-Induktor unter 0 ° Ausrichtung
Obwohl nach Sichtprüfung keine Auffälligkeiten zu erkennen sind, soll mit IPT eine Messung auf innere Defekte erfolgen. Die resultierenden Differenzbilder zeigt Tab. 5.6. In ihnen treten keine lokalen Temperaturspitzen auf. Die Erwärmung des ungeschädigten Materials beträgt etwa 4 K.

Tabelle 5.6.: Prüfung der Probe Imp-CFK-Gel-C.4

OLT an der Rückseite (0,05 Hz)

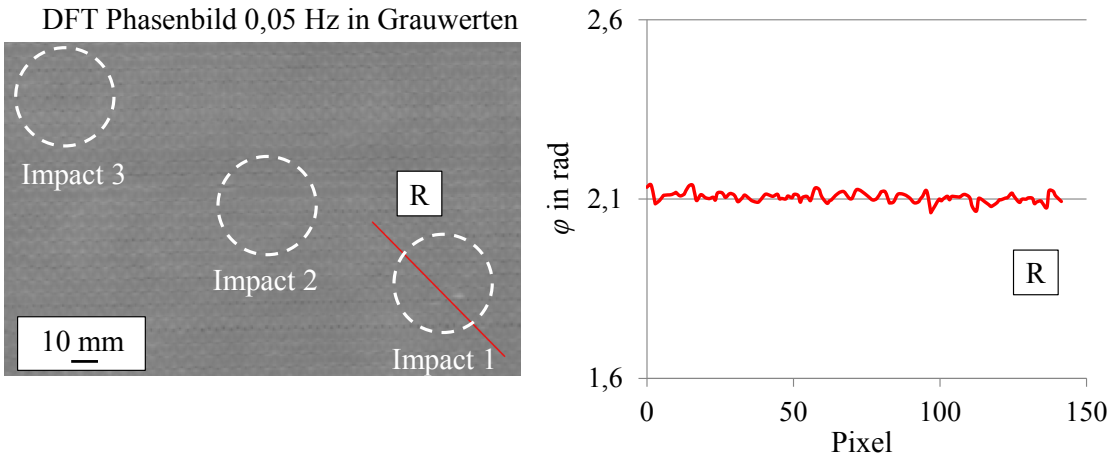
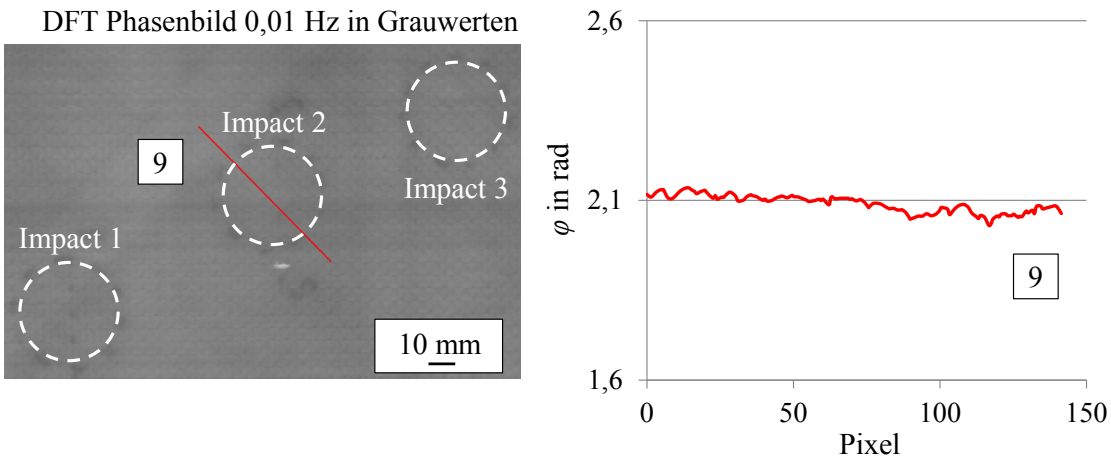
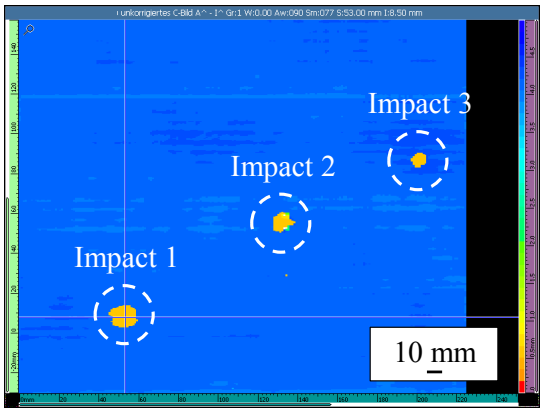


Tabelle 5.6.: Prüfung der Probe Imp-CFK-Gel-C.4

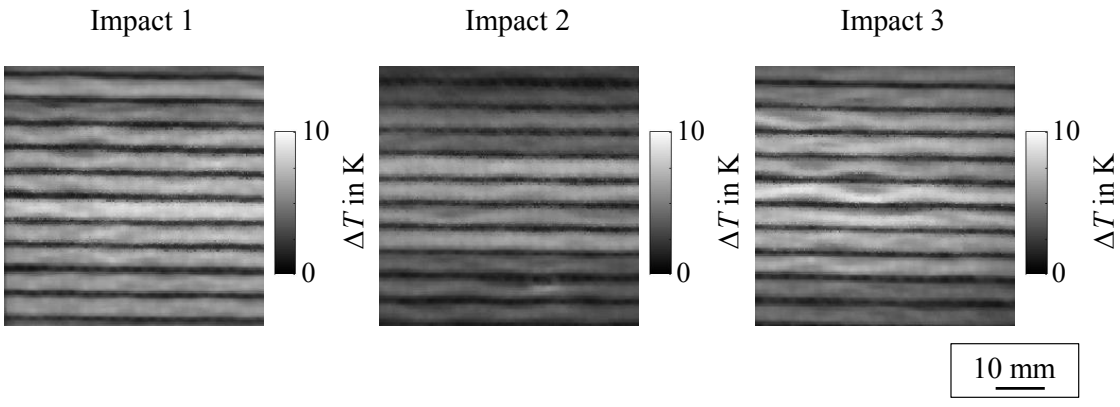
OLT an der Einschlagseite (0,01 Hz)



Ultraschall Phased-Array an der Einschlagseite (C-Bild)



IPT mit HF-Induktor an der Einschlagseite (0 ° sowie 164 kHz, 50 % und 0,3 s)



Probe Imp-CFK-Gel-D.4

Diese 4 mm dicke Probe ist mit einer Impactenergie von 10 J geschädigt. Auf der Einschlagseite ergeben sich die üblichen Abdrücke. Allerdings sind an Impact 3 zwei Risse zu erkennen. Auf der Rückseite kommt es im Bereich von Impact 1 zu einem Riss von etwa 10 mm Länge. An Impact 2 und 3 treten hingegen Ausfaserungen auf.

Optische Lock-In Thermografie (OLT)
Die Auswertung mittels DFT an der Einschlagseite der Probe Imp-CFK-Gel-D.4 zeigt Tab. 5.7. Es sind keine Phasensprünge in den Defektbereichen nachweisbar. Die Auswertung der Rückseite weist hingegen auf deutliche Schäden in allen drei Regionen hin. Am vermessenen Impact 2 beträgt die Laufzeitdifferenz ungefähr 0,2 rad. Auffällig ist, dass im Vergleich zu den anderen Fehlstellen die Defektregion 3 einen vergleichsweise großen Schadensumfang aufweist.

Ultraschall Phased-Array
Mit Ultraschallprüfung sind in allen drei Bereichen Auffälligkeiten infolge der Schlagschäden erkennbar. Während an Impact 1 und 2 kreisförmige Unregelmäßigkeiten aus dem Abdruck der Halbkugelstoßfläche resultieren, wird an Impact 3 eine größere Delamination entdeckt.

Induktive Puls Thermografie (IPT) mit HF-Induktor unter 0 ° Ausrichtung
Die Ergebnisbilder der IPT an Probe Imp-CFK-Gel-D.4 zeigt Tab. 5.7. Die Fehlersignaturen führen zu Temperaturüberhöhungen von 2 K an Impact 1 bzw. 7 K an Impact 2 und 5 K an Impact 3. Während im Bereich von Defekt 1 nur ein lokaler Hot Spot auftritt, kommt es an den anderen beiden Defekten zur typischen Fehlersignatur.

Tabelle 5.7.: Prüfung der Probe Imp-CFK-Gel-D.4

OLT an der Rückseite (0,05 Hz)

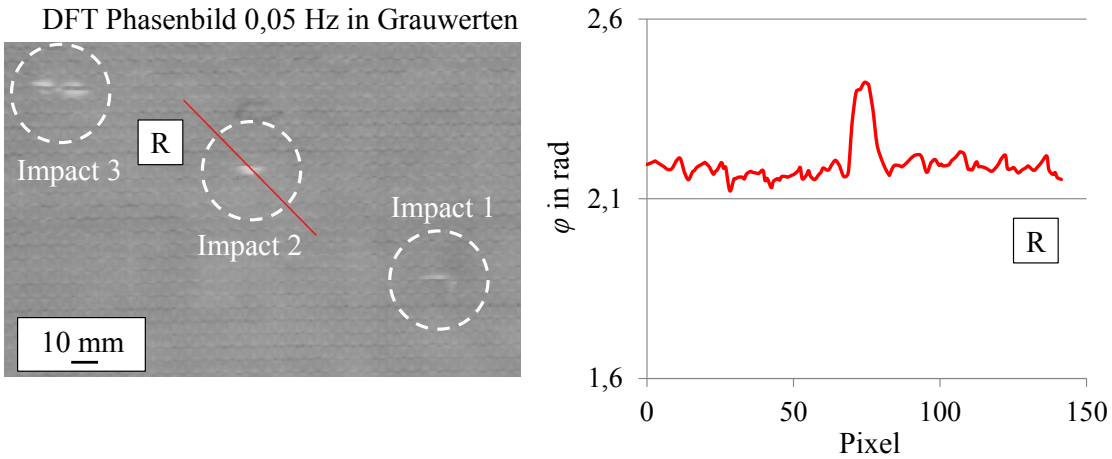
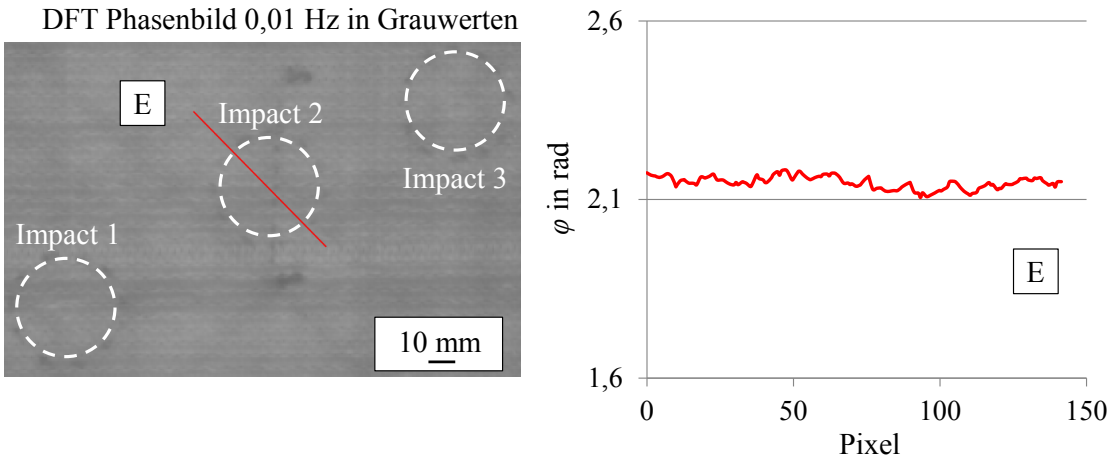
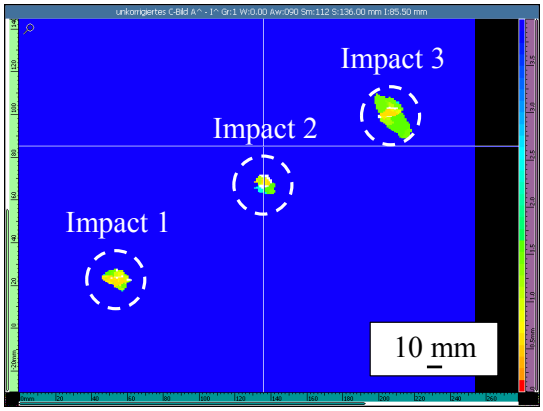


Tabelle 5.7.: Prüfung der Probe Imp-CFK-Gel-D.4

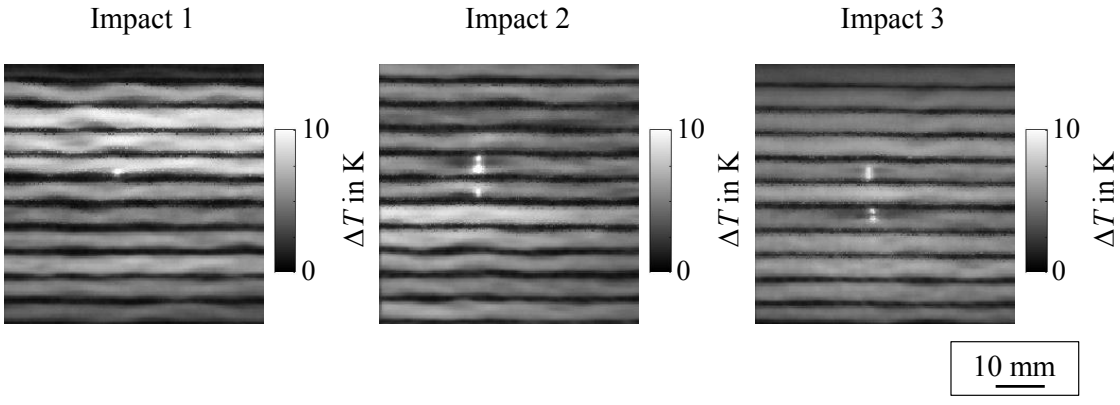
OLT an der Einschlagseite (0,01 Hz)



Ultraschall Phased-Array an der Einschlagseite (C-Bild)



IPT mit HF-Induktor an der Einschlagseite (0 ° sowie 164 kHz, 50 % und 0,3 s)



Querschliff

Anhand Abb. 5.20 können detaillierte Aussagen zu inneren Schäden getroffen werden. Der dargestellte Schliff ist parallel zur Orientierung der ersten Faserlage angefertigt. Diese Schicht weist keine sichtbaren Defekte auf. Lediglich der Eindruck des Schlagkörpers ist erkennbar. Ab der zweiten Faserlage kommt es jedoch links und rechts des Einschlagpunktes zu sichtbaren Schädigungen in Form von 45 ° Matrixrissen (a). Sie treten in einem Abstand von etwa 5 mm auf und pflanzen sich mit wachsendem Ausbreitungsmaß durchs Material fort. In den Rissbereichen sind über die gesamte Probendicke ebenfalls Schichtablösungen erkennbar (b).

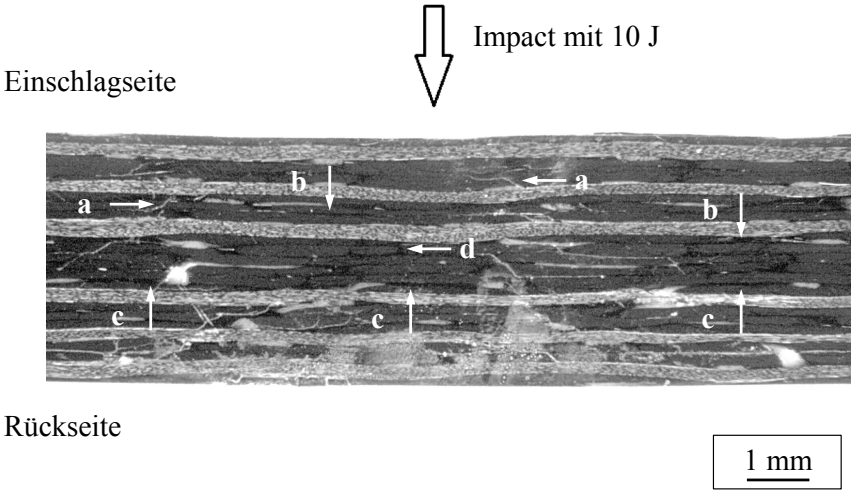


Abbildung 5.20.: Schliffbild eines 10 J Impacts an 4 mm dicker CFK Platte (analog zu Imp-CFK-Gel-D.4)

Zwischen der vierten und fünften Faserlage ist eine durchgängige Delamination sichtbar (c). Die beiden mittleren Lagen, welche aus Symmetriegründen die gleiche Orientierung besitzen, sind durch massive Schädigungen gekennzeichnet. Ein in dieser Tiefe und mittig unter dem Einschlag befindlicher, senkrechter Riss kann als Zentrum der weiteren sukzessiven Schadensausbreitung identifiziert werden (d). In diesem Kontext kommt es wiederum zu interlaminaren Rissen und Delaminationen.

Probe Imp-CFK-Gel-E.4

Eine ebenfalls vier Millimeter dicke CFK Platte wird mit 20 J Impacts versehen. Zu den Abdrücken des Stoßkörpers kommen je Impact zwei bis vier Risse, die sich um den Auftreffpunkt verteilen. Die ersten beiden Risse treten immer in Richtung der obersten Faserlage auf. Bei weiteren Rissen kommt es zur kreuzförmigen Anordnung. Die Risslänge beträgt

4 mm - 6 mm. Auf der Rückseite ist ein Faserbündel infolge Impact 2 auf einer Länge von etwa 60 mm ausgebrochen. In den Defektbereichen der beiden anderen Impacts zeichnen sich ebenfalls Ausfaserungen ab, die aber deutlich kürzer erscheinen. Zusätzlich treten an Impact 1 und 2 etwa 20 mm lange Risse in rückseitiger Faserrichtung auf.

Optische Lock-In Thermografie (OLT)

Das Messergebnis der Einschlagseite von Probe Imp-CFK-Gel-E.4 stellt Tab. 5.8 dar. In diesem sind nur geringe Phasenunterschiede zwischen ungeschädigtem Materialbereich und Impactzonen auszumachen. Das Resultat der rückseitigen Messung offenbart erst das wahre Ausmaß der Schädigung. Sie zeichnet sich mit einer Phasendifferenz aus, welche um bis zu 0,3 rad vom ungeschädigten Material abweicht. Weiterhin fällt auf, dass die drei Impactbereiche völlig unterschiedliche Fehlerzeichnungen aufweisen.

Ultraschall Phased-Array

Das Messergebnis der Phased-Array Prüfung an Probe Imp-CFK-Gel-E.4 ist auch in Tab. 5.8 dargestellt. Gut zu erkennen sind die Abdrücke der Halbkugelstoßfläche. Um diese sehr kreisförmigen Signaturen sind an allen drei Impacts flächige Auffälligkeiten zu erkennen. Im mittleren Defektbereich erreichen sie ein fasst doppelt so großes Ausmaß wie an den beiden anderen Fehlstellen. Anhand der unterschiedlichen Färbung kann auch die Tiefenlage abgeschätzt werden. An Impact 1 und 2 beträgt sie etwa 2,5 mm, an Impact 3 hingegen gemittelt nur 1,7 mm.

Tabelle 5.8.: Prüfung der Probe Imp-CFK-Gel-E.4

OLT an der Rückseite (0,05 Hz)

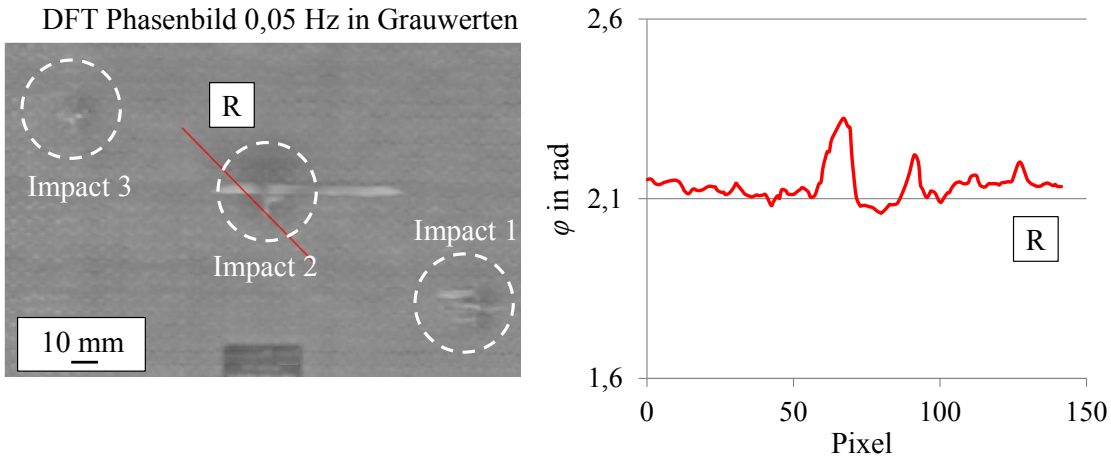
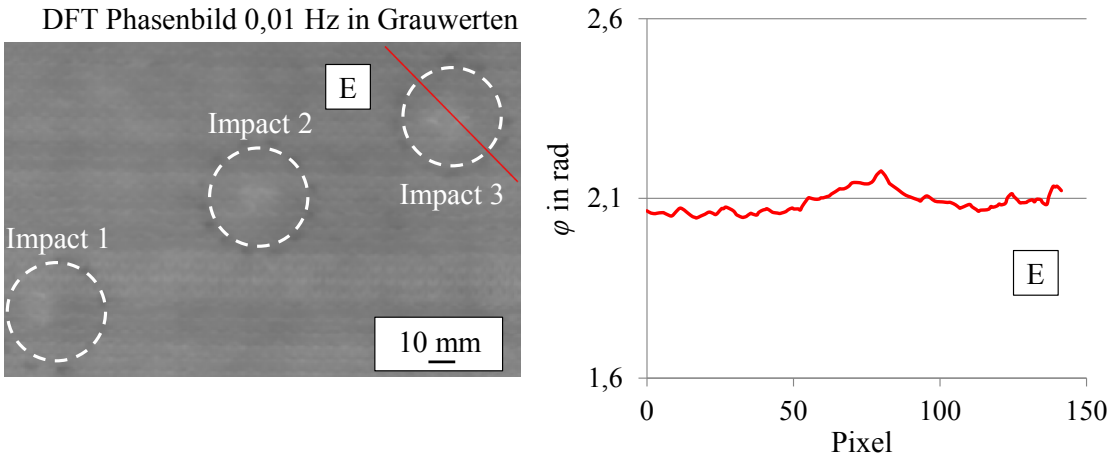
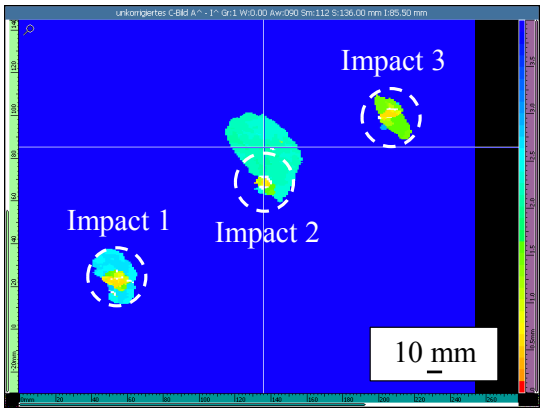


Tabelle 5.8.: Prüfung der Probe Imp-CFK-Gel-E.4

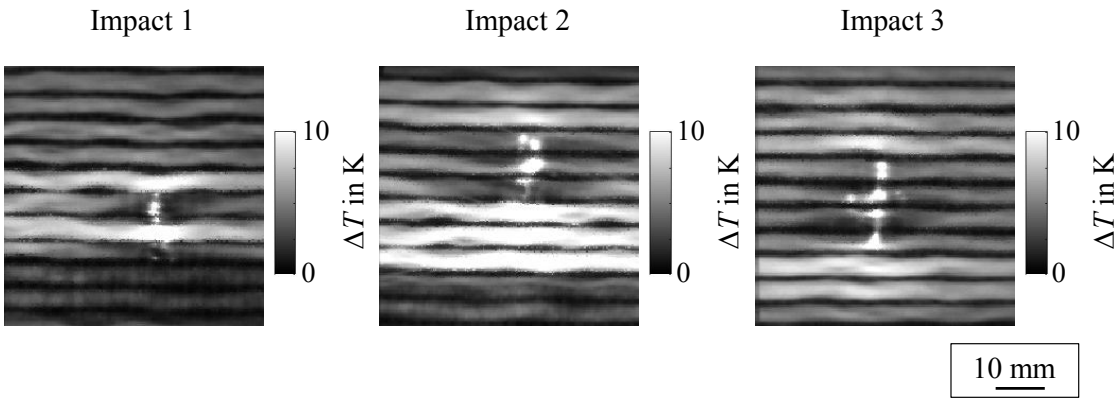
OLT an der Einschlagseite (0,01 Hz)



Ultraschall Phased-Array an der Einschlagseite (C-Bild)



IPT mit HF-Induktor an der Einschlagseite (0 ° sowie 164 kHz, 50 % und 0,3 s)



Induktive Puls Thermografie (IPT) mit HF-Induktor bei 0 ° Ausrichtung
Die in Tab. 5.8 gezeigten Ergebnisbilder weisen deutliche Fehlersignaturen auf. Infolge der Schädigung treten Hot Spots an mehreren benachbarten Fasern auf, welche für Impact 1 eine Spitzentemperatur von 9 K, für Impact 2 von 15 K und für Impact 3 von 12 K erreichen. In der direkten Umgebung sind auch hier wieder kältere Regionen messbar. Sie weichen um etwa 4 K von der Temperatur des ungeschädigten Materials ab.

Querschliff
Den parallel zur obersten Faserlage orientierten Schliff eines Impacts zeigt Abb. 5.21. Von den Spezifikationen ist er mit denen der Probe Imp-CFK-Gel-E.4 vergleichbar. An der Einschlagseite bildet sich deutlich der Abdruck der Halbkugelstoßfläche ab. Weiterhin fällt der interlaminare Riss in der rückseitigen Probenhälfte auf. Allerdings beginnt er bei genauerer Betrachtung schon in der vierten Faserlage (a).

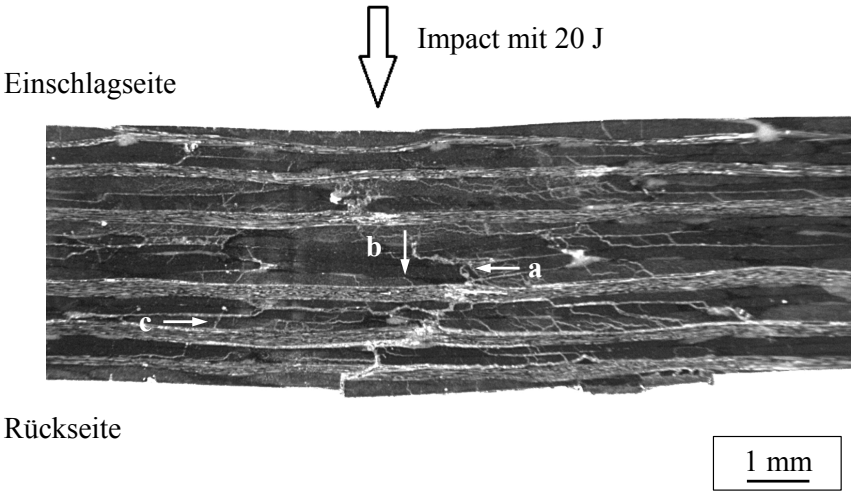


Abbildung 5.21.: Schliffbild eines 20 J Impacts an 4 mm dicker CFK Platte (analog zu Imp-CFK-Gel-E.4)

Bis zur Symmetrieachse verläuft der Riss von links nach rechts und dann zur Rückseite mit entgegengesetztem Verlauf. In den Lagen, welche parallel zur Schliffebene liegen, prägt er sich als 90 °-Riss aus. In den senkrecht dazu orientierten Ebenen erfolgt das Risswachstum unter einem Winkel von 45 °. Besonders in den rückseitigen Schichten kommt es dabei zu Ablösungen. Sie treten parallel der Faserlagen in beide Richtungen auf. Der schon beschriebene Umkehrpunkt der Rissausbreitung bildet zusätzlich die Ursache einer ausgeprägten Delamination (b). In einem Abstand von etwa 3 mm ist links vom beschriebenen Defekt ein weiterer Riss vorhanden (c). Dieser beginnt zwischen der vierten und fünften Faserlage und verläuft relativ geradlinig bis zur Rückseite. In der näheren Umgebung treten interlaminare Risse auf, vereinzelt in Verbindung mit flächigen Ablösungen.

Induktive Puls Thermografie (IPT) mit HF-Induktor unter 45 ° Ausrichtung
Wie einleitend erläutert, können bei veränderter Induktorausrichtung abweichende Defektbilder entstehen. Aus Abb. 5.22 ist ersichtlich, dass sich bei einem Winkel von 45 ° bestimmte Defektmechanismen noch deutlicher ausprägen. Die Temperaturerhöhungen im Zentrum des Impacts betragen 2 K an Defekt 1, 7 K an Defekt 2 und 4 K an Defekt 3. Die kälteren Randbereiche der Schädigung weisen eine etwa 2 K geringere Temperatur auf als die fehlerfreien Regionen.

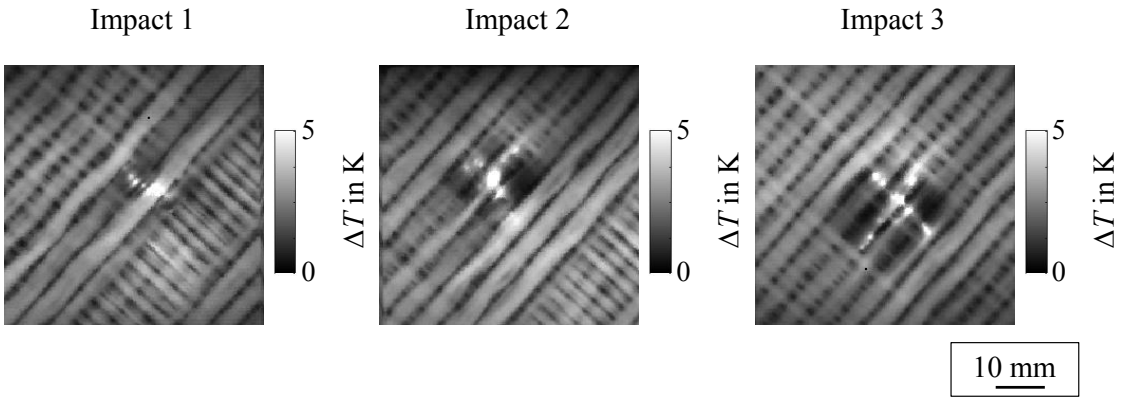


Abbildung 5.22.: IPT an der Einschlagseite der Probe Imp-CFK-Gel-E.4 unter 45 ° Induktorausrichtung

Erweiterte Auswertung mittels DFT

Für eine weiterführende Auswertung mit DFT werden die Thermografieaufnahmen analysiert, welche Abb. 5.17 zu Grunde liegen.

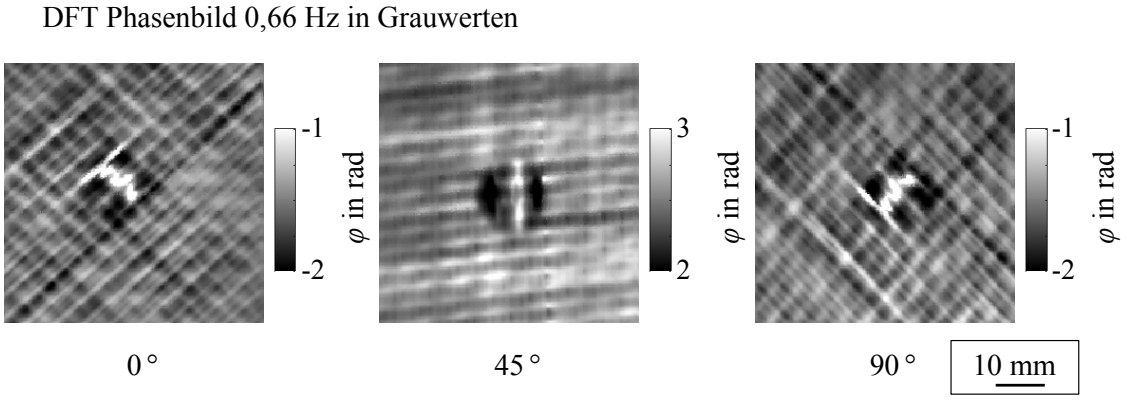


Abbildung 5.23.: IPPT an Impact 2 der Probe Imp-CFK-Gel-A.1 unter variierender Induktorausrichtung

Beim Vergleich mit den Differenzbildern ergeben sich fast analoge Resultate. Lediglich der Kontrast im Übergangsbereich zwischen Defekt und fehlerfreiem Material erscheint etwas deutlicher. Da an der CFK Probe Imp-CFK-Gel-E.4 deutliche Impactschäden auftreten, sollen diese Aufnahmen ebenfalls eine Nachbearbeitung mit dem Fourier Algorithmus erfahren. Dazu werden die thermografischen Rohdaten verwendet, auf welchen die Differenzbilder der IPT aus Tab. 5.8 und Abb. 5.22 beruhen. In Abb. 5.24 sind die Phasenbilder der drei Impacts bei 0 ° Induktorausrichtung dargestellt.

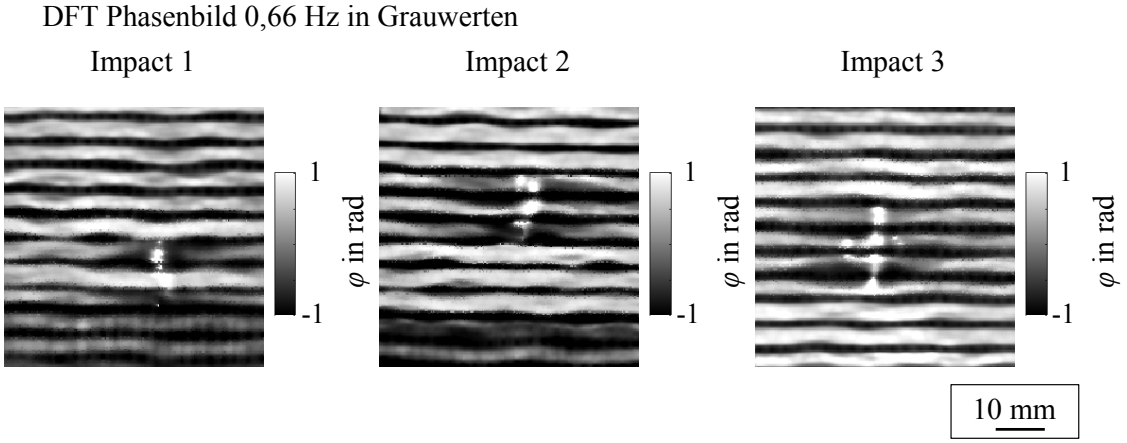


Abbildung 5.24.: IPPT an der Einschlagseite der Probe Imp-CFK-Gel-E.4 unter 0 ° Induktorausrichtung

Hingegen zeigt Abb. 5.25 die Phasenbilder bei 45 ° Ausrichtung. Auch für diesen Fall ergibt sich aus der nachträglichen Bearbeitung kein signifikanter Mehrwert.

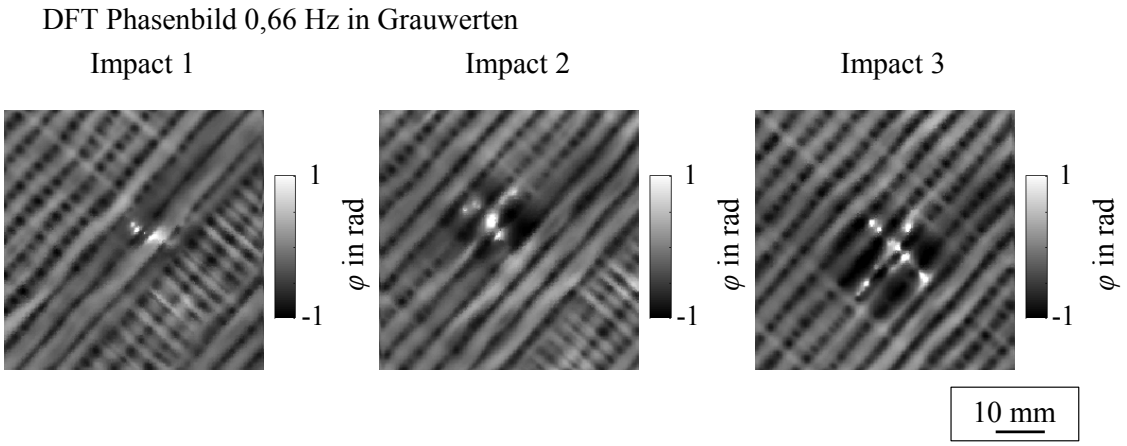


Abbildung 5.25.: IPPT an der Einschlagseite der Probe Imp-CFK-Gel-E.4 unter 45 ° Induktorausrichtung

6. Diskussion der Ergebnisse

Auf den nächsten Seiten werden die vorgestellten Ergebnisse diskutiert. Dabei erlauben die einleitend dargestellten Simulationen detaillierte Vorhersagen zum Streifeninduktor. Beispielsweise lassen sich Geometrieänderungen schnell und ohne großen Messaufwand hinsichtlich ihrer Auswirkungen untersuchen. Im Rahmen von Grundlagenversuchen werden Spulenparameter und begrenzende Faktoren messtechnisch und rechnerisch ermittelt sowie miteinander verglichen. Schwerpunkte der Untersuchungen liegen dabei auf den drei Materialien Stahl, Aluminium und CFK. Erste Messungen erfolgen mit dem MF-Induktor bei 18 kHz. Damit sind nur an der ferromagnetischen Probe Temperaturdifferenzen erzeugbar, die für eine thermografische Messung ausreichen. Deshalb wird zusätzlich der HF-Induktor für höhere Frequenzen von typischerweise 164 kHz aufgebaut.

Neben der Auslegung des Induktors liegt ein weiterer Betrachtungsfokus auf realitätsnahen Problemstellungen. Infolge seines hohen Reflexionsgrades und der geringen induktiv erzeugbaren Temperaturhübe ist Aluminium ungeeignet für entsprechende thermografische Prüfszenarien. Deshalb wird für die beiden anderen Materialien ein konkretes Anwendungsbeispiel gesucht. An Stahlblechen erfolgt die Untersuchung von laserstrahlgeschweißten Nähten auf innere Anbindungsfehler. Als näher betrachtetes Einsatzgebiet für CFK wird die Detektion von Schlagschäden und die Abschätzung der Defektausmaße identifiziert. Sowohl Anbindungsfehler als auch Delaminationen entsprechen Grenzflächen mit hohem thermischen Reflexionskoeffizienten. Deshalb kann von einer Totalreflexion des Wärmepulses ausgegangen werden. Um den Mehrwert der Entwicklung aufzuzeigen, erfolgt für beide Anwendungsfälle ein Vergleich mit dem Stand der Technik.

6.1. Zur Simulation des Streifeninduktors

Die Simulation stellt ein effizientes Werkzeug dar, um komplexe physikalische Phänomene wie die Induktionsanregung abzubilden. Im konkreten Fall dient ein erstes Modell zur generellen Abschätzung der Funktionsweise. Der Aufbau des MF-Induktors als Prototyp aus handelsüblichen Bauteilen wird von weiteren Optimierungsrechnungen begleitet. Beispielsweise hilft eine Studie, die optimale Höhe der Ferritkerne zu ermitteln. Aus der Simulation ist erkennbar, dass ein zu geringer Abstand von Spule und Probe zu Temperaturspitzen

führt. Ursache sind der Proximity-Effekt und die direkte Induktion von Wirbelströmen durch das Magnetfeld der stromdurchflossenen Spulen. Als Konsequenz wurden die Ferritkerne in einer Höhe von 25 mm positioniert.

Tabelle 6.1.: Vergleich der Temperaturhübe zwischen Simulation und Messung für den MF-Induktor am geschwärzten Stahlblech MP-Fe bei 18 kHz

	Scheinbare Temperaturdifferenz ΔT in K nach				
Induktive Pulsdauer t_i	0,1 s	0,4 s	0,5 s	0,7 s	1,0 s
Simulation	4,7	24,2	30,6	43,4	58,6
Messung	6,8	20,9	25,7	35,0	49,1

Weiterhin lassen sich Simulationen nutzen, um die optimalen Einstellungen des Induktionsgenerators zu bestimmen. In der vorliegenden Arbeit wird dies beispielhaft für den MF-Induktor am IFF EW100 gezeigt. Dabei werden Induktionsfrequenz und Pulsdauer untersucht. Die Temperaturhübe bei steigender Anregungszeit sind auch praktisch in einer Messreihe ermittelbar. Deshalb lassen sich die Ergebnisse gut miteinander vergleichen. Aufgeführt sind die Werte in Tab. 6.1, graphisch gegenübergestellt in Abb. 6.1.

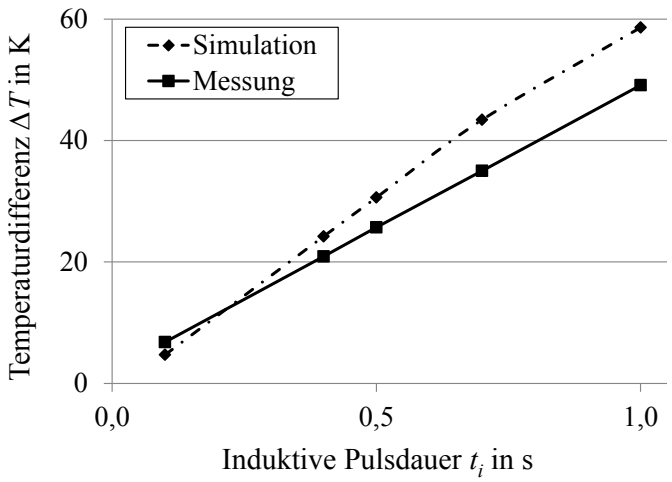


Abbildung 6.1.: Vergleich der Temperaturhübe bei Variation der induktiven Pulsdauer t_i zwischen Simulation und Messung gemäß Tab. 6.1

Der theoretische Wert ergibt sich aus der maximalen Temperaturdifferenz, die im Simulationsmodell auf dem Blech herrscht. Bei der praktischen Messung wird hingegen ein Mittelwert zusammengefasst, welcher sich aus einem ROI im Sichtfenster ergibt. Ein Vergleich der Werte zeigt, dass die experimentell ermittelten Temperaturen ab einer Anregungszeit von 0,4 s stets unter denen der Simulation liegen.

Simulationsmodelle erlauben die explizite Variation von Parametern. Es ist anzunehmen, dass ein unvollständig geschlossener Eisenkreis erhebliche Auswirkungen auf die erzielbaren Heizraten hat. Deshalb wird in weiteren Studien der Abstand zwischen Induktorunterkante und Probe sowie eine horizontale und vertikale Probenverschiebung untersucht. Der so genannte Kanteneffekt tritt bei horizontalem Versatz stärker auf. Ursache ist der Stromfluss, welcher parallel zu den Ferritplatten des Streifeninduktors verläuft. Daher kommt es bei der vertikalen Verschiebung zu keinem ausgeprägten Kanteneffekt.

Modellvereinfachungen

Jedes Modell ist nur eine beschränkte Abbildung der Realität und beinhaltet eine Reihe von Vereinfachungen. Das ist auch in dem präsentierten Simulationsmodell der Fall und erklärt beispielsweise die Abweichung zwischen den Werten der Tab. 6.1. Deshalb soll nachfolgend eine Übersicht gegeben werden, welche Modellvereinfachungen getroffen wurden bzw. in welchen Punkten das Modell von der Realität abweicht.

- In numerischen Berechnungen werden Gleikommazahlen endlicher Genauigkeit verwendet. Somit kommt es zu einem Rundungsfehler. Dessen Auswirkung auf das Ergebnis lässt sich mit der Konditionsanalyse bewerten.
- Zusätzlich tritt ein Diskretisierungsfehler auf. Er resultiert aus dem Abstraktionsgrad der Vernetzung. Durch die Aufteilung des Berechnungsgebietes in Elemente wird ein kontinuierliches Problem in diskrete Teilmengen zerlegt. Als Mechanismen der Fehlerbewertung dienen die Konsistenz- und die Stabilitätsanalyse. Sind beide Kriterien erfüllt, führt dies zur Konvergenz. Sie besagt, dass sich der Ergebniswert der numerischen Simulation einem Grenzwert annähert. Im Idealfall liegt dieser sehr nahe am realen Ergebnis. Um den Diskretisierungfehler zu verringern, kann die Auflösungsqualität des Netzes verbessert werden. Dies führt aber zu längeren Rechenzeiten. Eine weitere Möglichkeit besteht ggf. in der Wahl von Elementen mit höherer Ansatzfunktion.
- Die gesamte Simulation basiert auf einer linearen bzw. zeitharmonischen Rechnung. Jedoch kommt es zu Sättigungseffekten im Induktor und in der Probe. Diese Erkenntnis aus den praktischen Versuchsreihen schränkt die Verwendung der FEM zur Induktorauslegung nicht ein. Soll aber die Realität möglichst genau abgebildet werden, muss die Beschreibung der elektromagnetischen Vorgänge in einem nichtlinearen Modell mit transient dynamischer Analyse erfolgen.
- Bei den Materialparametern aus der Bibliothek von COMSOL® handelt es sich um Durchschnittswerte. Ihre Übernahme in das Modell muss nicht den realen Werten entsprechen, was zur Unschärfe der numerischen Berechnung führt. Selbiges gilt für Materialparameter, deren Angabe gemäß Tab. 2.1 auf S. 6 erfolgt. Ein Beispiel ist die relative Permeabilität der Stahlprobe MP-Fe von 700.

- Die Permeabilität des Ferritmaterials wird aus den Datenblättern der Bauteile entnommen und als konstant angesehen. Da das Material aufgrund der Hysteresekurve aber keine eindeutige Permeabilität aufweist, kann der Wert lediglich als Orientierung dienen. Zusätzlich handelt es sich dabei um die Anfangspermeabilität, welche lediglich für geringe Aussteuerungen Gültigkeit besitzt. Über die so genannte Amplitudenpermeabilität ist möglicherweise eine bessere Aussage möglich. Allerdings ließ sich der Wert nicht für alle ferritischen Bauteile ermitteln.
- Nach Bild B der Abb. 4.2 liegt am Ausgang des Zwangsumrichters IFF EW100 eine Rechteckspannung an. Aufgrund der Induktionsspule resultiert daraus ein Strom, welcher der Spannung nacheilt. Die beschriebene Pulsweitenmodulation wird dabei über einen Phasenabschnitt realisiert. Die Simulation legt hingegen einen idealisierten sinusförmigen Stromfluss zu Grunde. Um die verringerte Leistung einer Pulsweitenmodulation zu berücksichtigen, werden die Stromwerte prozentual herabgesetzt. Als Folge ergeben sich aber für die Simulation größere Effektivwerte des Stromes.
- In der Simulation wird ein Oberflächenstrombelag definiert. Er ist auf die Außenfläche des Ferritkerns zuzüglich der halben Höhe der Spulenwicklung bezogen. Somit ist das Volumen des Ferritkerns etwas größer als angenommen und auch die Induktivität ist nach Gl. (2.47) höher als der reale Werte.
- Die vergleichsweise geringen Heizraten erlauben die Annahme temperaturunabhängiger Materialeigenschaften. Dies ist eine Vereinfachung, die aufgrund des kleinen Temperaturfensters keine erheblichen Auswirkungen hat. Eigentlich müssten elektromagnetisches und elektrothermisches Modell hingegen gekoppelt berechnet werden.
- Effekte der Wärmeübertragung werden nur für die Probe bzw. das Stahlblech beachtet. Sowohl Luftraum als auch Induktor erfahren bei den Betrachtungen keine Berücksichtigung. Somit werden an beiden Elementen die Wärmeleitung, Wärmestrahlung und Konvektion vernachlässigt. Dies entspricht jedoch nicht der Realität.
- Für die freie Konvektion bei ruhender Luft wird ein fester Wärmeübergangskoeffizient von $6\,\mathrm{W/(K\,m^2)}$ angenommen. Der Wert ist der Norm DIN EN ISO 6946 entnommen.[258] Allerdings gilt er nur für die idealisierten Bedingungen eines schwarzen Körper bei Raumtemperatur und ruhender Luft.

Aus den aufgeführten Punkten resultiert eine Abweichung der numerischen Werte von denen der praktischen Messreihen. Jedoch fällt eine konkrete Abschätzung zur Stärke der einzelnen Effekte schwer. Als dominierender Faktor muss die Vernachlässigung von Sättigungseffekten im linearen Modell betrachtet werden. Folglich werden die Temperaturhübe in der Simulation bei längeren Anregungszeiten überbewertet. Mit dem Wissen lässt sich auch der Verlauf der Graphen in Abb. 6.1 erklären. Hier liegen die Werte der Simulation bei längerer Pulsdauer über den Messwerten und flachen ab.

[258] Vgl. DIN EN ISO 6946 2008, S. 18, Tabelle A.1

6.2. Zu den Grundlagenversuchen

Die Bildung eines mathematischen Ersatzschaltbildes dient dem grundlegenden Verständnis der Induktionserwärmung. Basierend auf dem Trafoprinzip wird das Prüfobjekt als Sekundärwicklung mit einer Windung betrachtet. Bei der anschließenden Modellvereinfachung kommt es zu einer Überführung in den Primärkreis. Die Ergebnisse bestätigen die von Benkowsky getroffenen Aussagen. Danach haben Ohm'sche und induktive Eigenschaften des Prüfobjektes einen verstärkenden Effekt auf den resultierenden Widerstand und negative Auswirkungen auf die resultierende Induktivität.[259]

Der darauf folgende Abschnitt widmet sich einer Vorstellung des neuartigen Streifeninduktors. Im ersten Schritt ist die physikalische Wirkungsweise beschrieben. Danach wird ein mathematisches Ersatzmodell hergeleitet, welches theoretische Rückschlüsse auf die resultierende Induktivität L_{res} erlaubt. In der Tab. 6.2 sind die berechneten Induktivitäten den gemessenen Werten gegenübergestellt.

Tabelle 6.2.: Vergleich der resultierenden Induktivitäten des MF-Induktors

	Res. Gesamt-Induktivität L_{res} in µH	
	Rechenwert	Messwert
Materialprobe bei Frequenz	nach Gl. (2.47) + (3.7)	
Ungekoppelter Zustand bei 1 kHz	240	256 ± 3
Stahlblech MP-Fe bei 1 kHz	362	366 ± 4
bei 18 kHz	87	-

Im Beispiel werden die geometrischen Spezifikationen des MF-Induktors verwendet. An einem Stahlblech mit einer unterstellten relativen Permeabilität von 700 resultiert bei 1 kHz Messfrequenz aus dem Modell eine Induktivität von 362 µH. Der Vergleich mit dem Messwert aus Tab. 5.1 zeigt die hohe Übereinstimmung. Bei der Übertragung auf 18 kHz Induktionsfrequenz ergibt sich für den Betrieb am IFF EW100 eine Induktivität von 87 µH. Der Wert sinkt, da infolge der verringerten Skintiefe auch das durchströmte Bauteilvolumen kleiner wird. Das hat negative Auswirkungen auf den Induktivitätsfaktor des Bauteils A_L^4. Die Berechnung erfolgt nur für das Stahlblech. Bei Aluminium und CFK kommt es zu einem erhöhten Streufluss im Luftraum, welcher sich nicht eindeutig quantifizieren lässt.

[259] Vgl. Benkowsky 1990, S. 12, S. 33–34

Zu den Messwerten des LCR Meters

Mit den mathematischen Ersatzmodellen aus Kapitel 3 ist aber nicht nur die Bestimmung der frequenzabhängigen Gesamt-Induktivität möglich. Gleichzeitig lassen sich daraus die Messwerte der Tab. 5.1 belegen. Sollten einmal Proben aus anderen Werkstoffen mit dem Induktor erwärmt werden, ist nach dem gleichen Schema eine Abschätzung der spezifischen Kenngrößen denkbar. Vor einer ausführlichen Diskussion der Ergebnisse dient Tab. 6.3 einem ersten Überblick. Dabei beziehen sich die Folgerungen auf den ungekoppelten Zustand. Als Basis dienen die Werte für elektrische und magnetische Leitfähigkeit aus Tab. 2.1. Sie haben über Gl. (2.55) und (2.47) Einfluss auf R_S und L_S.

Tabelle 6.3.: Materialauswirkungen auf das Ersatzmodell des MF-Induktors

Materialprobe / **Systemgröße**	Stahlblech MP-Fe	Aluminiumblech MP-Al	CFK Gewebe MP-CFK
Widerstand des Sekundärkreises R_S (Tendenz gemäß Gl. (2.55))	$\downarrow$	$\downarrow\downarrow$	$\rightarrow \infty$
Induktivität des Sekundärkreises L_S (Tendenz gemäß Gl. (2.47))	$\rightarrow \infty$	$\sim$	$\sim$
Induktivität des Primärkreises L_P (Tendenz gemäß Gl. (3.9))	$\uparrow\uparrow$	$\sim$	$\sim$
Sekundäre Induktivität im res. Primärkreis L_S^* (gemäß Gl. (3.6))	$\rightarrow 0$	$\uparrow$	$\rightarrow 0$
Sekundärer Widerstand im res. Primärkreis R_S^* (gemäß Gl. (3.6))	$\rightarrow 0$	$\uparrow$	$\rightarrow 0$
Res. Gesamt-Induktivität L_{res} (Tendenz gemäß Gl. (3.7))	$\uparrow\uparrow$	$\downarrow$	$\sim$
Res. Gesamt-Impedanz R_{res} (Tendenz gemäß Gl. (3.8))	$\uparrow\uparrow$	$\sim$	$\sim$

($\uparrow$) $\uparrow$ (Starker) Anstieg — $\sim$ Annähernd konstant

($\downarrow$) $\downarrow$ (Starker) Abfall — $\rightarrow \infty$ / $\rightarrow 0$ Geht gegen Unendlich / Null

Gemäß Abschnitt 3.1 führt eine elektrisch leitfähige Probe im Magnetfeld des Induktors zum Absinken der resultierenden Induktivität L_{res} und zum Anstieg der resultierenden Impedanz Z_{res}. Die quantitativen Folgen sind von den Ohm'schen und induktiven Bauteileigenschaften sowie dem Verhältnis der Kennwerte zueinander abhängig. In diesem Zusammenhang ist der Kupferwiderstand R_{cu} als konstant anzusehen und findet deshalb in den Ausführungen keine explizite Beachtung.

Stahlblech MP-Fe

Neben den geschilderten Auswirkungen tritt an ferromagnetischen Werkstoffen allerdings ein zusätzlicher Effekt auf. Der Magnetfeldkreis schließt sich bevorzugt über das hochpermeable Bauteil. Nach Abschnitt 3.2.1 führt eine hohe Permeabilität zu einem erheblich größeren Induktivitätsfaktor A_L^4. Damit steigt auch der Gesamtfaktor A_L^{ges} gemäß (3.9) bzw. die Primärinduktivität gemäß (2.47) stark an. Diese positive Verstärkung wirkt dem eingangs beschriebenen Effekt der gespiegelten Sekundär- bzw. Bauteilinduktivität entgegen und übertrifft ihn um ein Vielfaches. Deshalb steigt die resultierende Gesamt-Induktivität L_{res} im Vergleich zum ungekoppelten Zustand stark an.
Dies hat ebenfalls verstärkende Auswirkungen auf die Gesamt-Impedanz Z_{res}. Dem entgegen steht ein leichter Abfall des reflektierten Bauteilwiderstandes R_S^*. Da er aber nur gering ausfällt, wächst nach Gl. (3.8) die resultierende Gesamt-Impedanz erheblich an. Der Sachverhalt wird messtechnisch ebenfalls nachgewiesen.

Aluminiumblech MP-Al

Für das Aluminiumblech ergeben sich völlig andere Resultate, da das Material die Primärinduktivität L_P der Spule nur marginal beeinflusst. Aus dem Diagramm der Abb. 2.13 ist ersichtlich, dass bei einer Messfrequenz von 1 kHz die Wirbelstromeindringtiefe für Aluminium sehr viel größer als die vorhandene Blechstärke ist. Somit kommt es vorwiegend zur Dämpfung und nur zu geringer Feldverdrängung. Wenn sich die Bauteildicke der Eindringtiefe annähert oder sie übersteigt, wirkt sich das auch auf die resultierende Gesamt-Induktivität aus. Dies muss vor allem im Betrieb mit deutlich höheren Induktionsfrequenzen beachtet werden. Die Gesamt-Induktivität L_{res} des Induktors an einem Aluminiumblech fällt daher immer geringer aus als für den ungekoppelten Zustand. Das Verhältnis Skintiefe zu Blechdicke beeinflusst lediglich die Größe von L_S^* und bestimmt somit den reduzierenden Umfang.
Die bereits für Stahlblech beschriebene Abhängigkeit der Gesamt-Induktivität auf die resultierende Gesamt-Impedanz gilt auch hier. Allerdings hat die geringe Veränderung bloß minimale Auswirkungen. Im Vergleich zu Stahl besitzt Aluminium eine sehr viel höhere elektrische Leitfähigkeit. Dies führt zu einem geringen Sekundärwiderstand, welcher aber bei 1 kHz Messfrequenz trotzdem um einiges größer ausfällt als die Induktivität des Bauteils ($R_S > \omega L_S$). Daraus resultiert wiederum ein Anstieg des gespiegelten Widerstandes R_S^*. Nach Gl. (3.8) heben sich die beiden gegenläufigen Effekte auf, womit die resultierende

Gesamt-Impedanz als konstant anzusehen ist. Hingegen wird mit der praktischen Messung ein leichtes Wachstum nachgewiesen, sodass der positive Anteil in der Praxis überwiegt. Anhand des beschriebenen Beispiels lassen sich sehr anschaulich die Modellgrenzen aufzeigen. Daher sollte es lediglich zur tendenziellen Abschätzung genutzt werden.

CFK Gewebestruktur MP-CFK
Bei diesem Material erreicht das Verhältnis aus Eindringtiefe und Probenstärke einen extrem hohen Wert. Somit kommt es nur zu einer geringen Ankopplung ohne Feldverdrängung. Die resultierende Impedanz unterscheidet sich vom Messwert des ungekoppelten Zustandes daher auch nur unwesentlich.
Im Vergleich zu Stahl besitzt CFK eine um den Faktor 10^4 geringere elektrische Leitfähigkeit. Unter der Annahme von $R_S \to \infty$ geht in Gl. (3.6) sowohl der Real- als auch der Imaginärteil gegen Null. Die resultierende Gesamt-Induktivität wird nach (3.7) dann nur noch von der Induktivität der Primärseite L_P bestimmt. Für die resultierende Gesamt-Impedanz ergibt sich aus Gl. (3.8) eine alleinige Abhängigkeit zum konstanten Kupferwiderstand der Spule R_{cu}. Dies konnte auch praktisch mit der Infrarotkamera beobachtet werden. Infolge des hohen Flächenwiderstandes kommt es bei CFK zu ansteigenden Verlusten im Induktor. Die gewünschten thermischen Effekte im Prüfobjekt fallen hingegen vergleichsweise gering aus.

Zu den erzielbaren Temperaturhüben

Weiterhin werden an den drei Materialproben die erzielbaren Temperaturdifferenzen von MF- und HF-Induktor unter Verwendung einer Infrarotkamera bestimmt. Dazu wird die Induktionsdauer an den Generatoren von fünf Hundertstel bis zu einer Sekunde variiert. Mit der Untersuchung soll Kenntnis von den thermischen Hüben und der optimalen Anregungszeit erlangt werden. In der Tab. 6.4 sind die Ergebnisse für eine Induktionsdauer von einer Sekunde zusammengefasst. Als notwendige Temperaturdifferenz für eine thermografische Messung werden etwa 10 K vorausgesetzt. Dieser relativ hoch angesetzte Richtwert soll im ersten Schritt dazu dienen, sich auf die Wärmeausgleichsvorgänge in Verbindung mit eindeutigen Fehlerbildern zu konzentrieren.

Bei den gemessenen Werten handelt es sich um scheinbare Temperaturhübe. Es wird nicht die tatsächliche Heizrate gemessen, sondern im Fall der Originaloberfläche hat der Emissionsgrad erheblichen Einfluss. Deshalb werden beispielsweise die metallischen Proben zusätzlich im geschwärzten Zustand induktiv angeregt. Nur so sind Oberflächeneffekte auszuschließen und realistische Werte im Bereich der tatsächlichen Temperatur ermittelbar. Die wahren thermischen Hübe zwischen ungeschwärztem und geschwärztem Zustand sind identisch. Allerdings wird nach der allgemeinen Strahlungsbilanz (2.6) im unbehandelten

Zustand ein Anteil an Umgebungsstrahlung reflektiert. Da die Umgebung üblicherweise eine geringere Temperatur als die Probe aufweist, sind die gemessenen scheinbaren Temperaturdifferenzen ΔT kleiner.

Tabelle 6.4.: Temperaturhub des Induktors an unterschiedlichen Materialproben

		Scheinbare Temperaturdifferenz ΔT in K/s am			
Induktortyp		MF-Induktor	HF-Induktor mit Maximalstrom $I_{\max}$ von		
Materialprobe			50 %	100 %	150 %
Stahlblech MP-Fe	○	14	15	55	77
	●	49	52	150	162
Aluminiumblech MP-Al	●	3	4	6	8
CFK Gewebe MP-CFK	○	6	67	210	283

○ Materialprobe ungeschwärzt ● Materialprobe geschwärzt

Unabhängig vom Werkstoff ergeben sich aus den Diagrammen annähernd lineare Zusammenhänge zwischen Maximaltemperatur und Anregungsdauer. Lediglich bei einzelnen Messungen am IDEA HS10 schwanken die Werte, was besonders bei niedrigen Hüben zum Tragen kommt. Zurückzuführen ist das auf ungenaue Schaltzeiten, was sich aber durch den Austausch von Generatorkomponenten beseitigen lässt. Am HF-Generator wird nach Möglichkeit mit einem Maximalstrom von 50 % gearbeitet. Die Einstellung höherer Prozentwerte führt in den Grenzbereich. In diesem Fall fließen so große Ströme, dass die Überwachungsfunktion das System teilweise abschaltet. Somit ist kein gesicherter Betrieb möglich. Allerdings werden einzelne Messreihen mit einem Strom von bis zu 150 % durchgeführt, um Werte für die dabei erreichbaren Temperaturdifferenzen zu bekommen.

Stahlblech MP-Fe

An der ferromagnetischen Materialprobe ergeben sich für den Induktor mit beiden Generatoren fast identische Maximaltemperaturen. Diese liegen für die unbehandelte Oberfläche bei etwa 15 K/s und am geschwärztem Bauteil bei 51 K/s. Dabei muss allerdings beachtet werden, dass der Betrieb des IDEA HS10 mit einem Maximalstrom von 50 % erfolgt. Für die Einstellung von 100 % ergeben sich theoretische Heizraten von 55 K/s und 150 K/s. Bei einer weiteren Erhöhung auf 150 % Maximalstrom betragen die Werte 77 K/s für den originalen und 162 K/s für den nachbehandelten Oberflächenzustand. Die Temperaturwerte für einen Maximalstrom größer als 50 % sind allerdings rechnerisch aus den Messungen für

0,53 s ermittelt. Sie werden zum Vergleich auf eine Sekunde genormt. Die mit dem IDEA HS10 erzielten Ergebnisse zeigen einen sehr viel größeren Sprung zwischen den Messwerten mit 50 % und 100 % Maximalstrom als zwischen denen mit 100 % und 150 %. Dies ist ein Hinweis darauf, dass bei hohen Maximalströmen am HF-Induktor ebenfalls von Sättigungseffekten ausgegangen werden muss.

Aluminiumblech MP-Al

Am unbehandelten Aluminiumblech führt der geringe Emissionsgrad zu kleinen Temperaturdifferenzen, welche darüber hinaus recht störanfällig sind. Besonders Wärmequellen aus der Umgebung, beispielsweise die Infrarotkamera selbst, verfälschen das Messergebnis. Deshalb wird nur auf den Fall der geschwärzten Probe eingegangen. Da die nachträgliche Oberflächenbehandlung jedoch geringe Praxisrelevanz besitzt, findet im Anhang A ab S. 182 eine ausführliche Betrachtung von Einflussgrößen statt. Damit soll geklärt werden, ob die Variation bestimmter Umgebungs- bzw. Materialparameter positive Auswirkungen auf den Emissionsgrad hat. Dies könnte das Messergebnis verbessern, ohne die Oberfläche künstlich beeinflussen zu müssen.

Das Aluminiumblech ist die einzige betrachtete Materialprobe, an der lediglich Wirbelstromverluste auftreten. Infolge der guten elektrischen Leitfähigkeit sind diese auch nur gering ausgeprägt. Mit dem MF-Induktor am IFF EW100 sind dabei Temperaturhübe von 3 K/s generierbar. Am HF-Generator wird deshalb gleich ein Maximalstrom von 150 % gewählt. Damit lässt sich eine nahezu dreifache Heizrate von 8 K/s erzeugen. Aus der graphischen Darstellung der Messwerte in Abb. 5.2 ist die bereits beschriebene Schwankung um den linearen Anstieg zu erkennen. Über eine Anhebung des Maximalstroms oder der Induktionsfrequenz lässt sich der erzielbare Temperaturhub noch steigern.

Weiterhin besitzt Aluminium eine gute thermische Leitfähigkeit. Daher verwischen bei örtlicher Erwärmung die Temperaturkontraste durch sofort einsetzende Ausgleichsvorgänge. Bezogen auf die induktive Rissprüfung von Aluminium und Kupfer empfiehlt Vrana deshalb Anregungszeiten von 5 ms - 50 ms.[260] Für den Fall der IPT Flächenheizung lässt sich aus der thermischen Eindringtiefe ebenfalls eine optimale Beobachtungsdauer ermitteln. Die Umstellung von Gl. (2.14) ergibt einen Zeitpunkt mit maximalem Temperaturkontrast. Beispielsweise kann ein Anbindungsfehler an laserstrahlgeschweißten Aluminiumblechen mit einer Dicke von jeweils 1,5 mm angenommen werden. Aus der entsprechenden Fehlertiefe von anderthalb Millimetern resultiert dann ein optimaler Beobachtungszeitpunkt von etwa 0,25 s nach Anregungsbeginn. Um die Fehlersignatur nicht zu überdecken, muss sich die Anregungsdauer ebenfalls an diesem Grenzwert orientieren. Nach den ermittelten Heizraten sind bei einer Anregungszeit von einer viertel Sekunde mit dem MF-Induktor theoretisch weniger als 0,8 K und am HF-Induktor 2 K Temperaturhub möglich. Da die

[260] Vgl. Vrana 2008, S. 26

Sprünge bei geschwärzter Oberfläche gelten, sind die Werte für eine thermografische Prüfung völlig unzureichend.

CFK Gewebestruktur MP-CFK

Mit beiden Induktionsgeneratoren werden identische Messreihen für die ungeschädigte Materialprobe aus Kohlefaser aufgenommen. Hierbei führt die höhere Induktionsfrequenz am IDEA HS10 zu erheblich größeren Temperaturdifferenzen. Gemäß Gl. (2.49) lässt sich dies einerseits mit der verringerten Eindringtiefe begründen. Somit erwärmen sich die ersten Lagen des Faserverbundes stärker. Weiterhin steigen nach Gl. (2.63) mit der Frequenz auch die dielektrischen Verluste überproportional stark an.[261]

Während mit dem MF-Induktor am IFF EW100 nur eine Heizrate von 6 K/s erzielbar ist, ergibt sich am IDEA HS10 mit 67 K/s ein mehr als zehnfacher Wert. Wird der Maximalstrom erhöht, sind noch größere Hübe möglich. Somit ergibt sich aus der theoretischen Umrechnung der ermittelten Werte bei 0,53 s für 100 % ein thermischer Sprung von 210 K/s und für 150 % sogar von 283 K/s. Bei diesen immensen Temperaturhüben muss jedoch von einer Schädigung des Materials ausgegangen werden. Der Stand der Technik liefert lediglich den Nachweis, dass bei der induktiven Erwärmung von CFK ein Temperaturhub von 40 K/s unkritisch ist.[262]

Zu den leistungsbegrenzenden Faktoren von Spulen

Die Induktorleistung wird maßgeblich von der Kernsättigung und dem Temperaturanstieg im Spulendraht bestimmt. Deshalb folgt eine Abschätzung dieser beiden Einflussgrößen.

Zur Sättigung des Kernmaterials

Nach Gl. (3.12) wird am MF-Induktor mit Stahlblech ein Sättigungsstrom von etwa 25 A ermittelt. Die in Kapitel 5.1.1 beschriebenen Messungen mit der Stromzange liefern einen praktisch bestimmten Mittelwert von 42,7 A. Da dieser Messwert weit über dem berechneten Sättigungsstrom liegt, ist davon auszugehen, dass der Induktor mit gesättigtem Ferritmaterial betrieben wird.

Eine mögliche Sättigung des Bauteils kann durch Umstellung von Gl. (3.12) nach $B_{\max}$ abgeschätzt werden. Für den betrachteten Anwendungsfall des MF-Induktors am Stahlblech ist dies der Fall. Die Messung des magnetischen Flusses mit dem Teslameter stützt das Ergebnis. In der Magnetpulverprüfung wird ab einer oberflächennahen Streuflussdichte größer ein Tesla von einer Sättigung des ferritischen Materials ausgegangen. Die durch-

[261] Vgl. Dreyer 2004, S. 8
[262] Vgl. Kleineberg u. a. 2011, S. 11

geführte Messreihe liefert am Stahlblech einen Durchschnittswert von 1,8 T. Der Wert bestätigt die rechnerisch ermittelte Sättigung der Probe.

Faktisch arbeiten Induktor und ferromagnetisches Bauteil also in Sättigung, was aus energetischer Sicht optimierbar ist. Andererseits ergeben sich daraus auch Vorteile. Ungleichmäßige Distanzen bzw. Verkippungen des Induktors hinsichtlich der Bauteiloberfläche führen daher nur zu geringen Temperaturunterschieden. Also ergeben sich durch den Betrieb in magnetischer Sättigung größere Spielräume für die Positionierung von Spule und Prüfobjekt. Damit fallen auch die thermischen Inhomogenitäten geringer aus. Anhand von Testmessungen werden bis zu zehn Millimeter Abstandsdifferenz als relativ unkritisch für eine brauchbare Signatur angesehen.

Da der Sättigungseffekt nur an ferromagnetischen Werkstoffen auftritt, gilt diese Annahme nicht für Aluminium oder CFK. Die geringe Permeabilität der beiden Materialien führt zu einem erheblich schwächeren Magnetfeld. Somit kommt es auch nicht zur Sättigung des Ferritmaterials. An den Proben selbst können auch keine solche Effekte auftreten. Infolgedessen haben unterschiedliche Abstände ganz erhebliche Konsequenzen und können zu mangelhaften Resultaten in Verbindung mit Falschaussagen führen.

Zum Temperaturanstieg im Spulendraht
Die Stromzange liefert für den Induktor an den drei Materialproben fast identische Werte. Aus der gemessenen Stromstärke kann mit Hilfe von Gl. (3.13) die von der Spule aufgenommene Leistung berechnet werden, welche zwischen 42 W und 45 W liegt. Im Kontrast dazu ergeben sich für die abgegebene Leistung je nach Probenwerkstoff ganz unterschiedliche Werte. Ursache sind die in Tab. 2.1 aufgeführten Materialparameter zur elektrischen und magnetischen Leitfähigkeit. Übersichtlich dargestellt sind die berechneten Ergebnisse in Tab. 6.5.

Tabelle 6.5.: Materialabhängige Leistung und Temperatur des Induktors

Rechenwert / **Materialprobe**	**Leistungsaufnahme** P_{auf} in W	**Leistungsabgabe** P_V in W	**Temperaturdifferenz Spulendraht** ΔT_{ae} in K
Stahlblech MP-Fe	44,3	43,9	3,9
Aluminiumblech MP-Al	42,7	38,6	41,1
CFK Gewebestruktur MP-CFK	43,5	42,0	14,7

Auf Grundlage des erwärmten Probenvolumens ist die Bestimmung der abgegebenen Leistung bzw. Verlustleistung nach (3.16) möglich. Weiterhin dienen die thermografisch bestimmten Temperaturhübe aus Tab. 6.4 als Eingangsgrößen. Basierend auf der Skintiefe wird für sie ein Mittelwert gebildet. Die Differenz der beiden Leistungen ergibt den im Spulendraht auftretenden Wärmeverlust. Daraus ist mit Hilfe von (3.16) die Endtemperatur nach einmaligem Anregungspuls ermittelbar.

An den Proben ohne ferromagnetische Eigenschaften kommt es zu vergleichsweise großen Leistungsverlusten und somit auch zu ansteigenden Temperaturdifferenzen. Der Induktoraufbau ist mit Polyurethan vergossen, welches nur eine geringe Wärmeleitfähigkeit im Bereich von 0,3 W/(K m) bis 0,6 W/(K m) aufweist. Daher werden die thermischen Verluste des Spulendrahtes nur schlecht abgeführt. Als Konsequenz fällt auch die Endtemperatur T_e nur langsam wieder auf Normalniveau und der nächste Induktionspuls verursacht erneut die Temperaturdifferenz ΔT_{ae}. Die kritische Temperatur des Spulendrahtes beträgt 155 °C, die der Vergussmasse liegt sogar nur bei 90 °C. Deshalb ist insbesondere an Aluminium und CFK eine passive oder aktive Kühlung des Induktors vorzusehen.

Zur Homogenität des Anregungsbereiches

Temperaturgradienten im Anregungsbereich stellen bei der thermografischen Prüfung eine erhebliche Störgröße dar und können zu Falschinterpretationen führen. Deshalb wird mit unterschiedlichen Ansätzen versucht, thermische Inhomogenitäten zu minimieren. Eine sehr verbreitete Möglichkeit ist die algorithmische Unterdrückung. Mit dem Differenzfilm können allerdings nur Unterschiede ausgeglichen werden, welche schon im abgezogenen Bild auftreten. Besser geeignet sind die Phasenbilder der Fourier Transformation, da sich hier auf die Phasenverschiebung zwischen dem Anregungssignal und der thermischen Antwort beschränkt wird. Somit erfahren die thermografischen Rohdaten eine nachträgliche Korrektur. Sämtliche Inhomogenitäten sind aber auch mit dieser Methode nicht unterdrückbar. Deshalb ist es sinnvoll, Variationen in der Temperaturverteilung möglichst schon auf Seiten der Anregungsquelle zu minimieren.

Bei der Auslegung des Induktors wird auf eine große Temperaturhomogenität besonderer Wert gelegt. Am geschwärzten Stahlblech von 1,1 mm Dicke erfolgt die praktische Überprüfung der Resultate. Es ergeben sich für das waagerechte Profil Schwankungen von unter 1 K und für das senkrechte von 7 K. Besonders die Temperaturdifferenzen in der horizontalen Achse sind hierbei sehr gering. Nach Möglichkeit sollten zu vermessende Prüfbereiche deshalb in dieser Ebene positioniert werden. Auch die Vermessung der länglichen Schweißnähte erfolgt in der Sichtfenstermitte bei horizontaler Ausrichtung. Theoretisches und

praktisches Ergebnis hinsichtlich der Heizleistung des Induktors sind in Abb. 6.2[263] qualitativ miteinander verglichen.

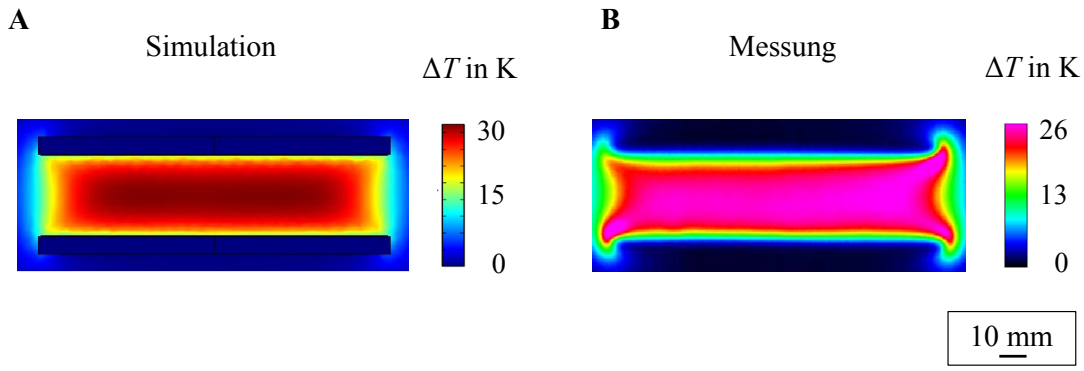


Abbildung 6.2.: Qualitativer Heizleistungsvergleich des MF-Induktors nach einer Anregungszeit $t_i = 0{,}5\,\mathrm{s}$ aus
A: Simulation mit COMSOL® und
B: Thermografischer Messung an der Rückseite des Stahlbleches MP-Fe[263]

Das Bild A der Simulation ist eine andere Perspektive der Abb. 3.5 auf S. 86. Als Grundlage der realen Aufnahme wird die Messung aus Abschnitt 5.1.3 verwendet. Allerdings ist das Ergebnis in Transmission bzw. an der Rückseite des Stahlbleches aufgenommen, denn ansonsten würden die Spulen den Erwärmungsbereich teilweise verdecken. Der MF-Induktor am IFF EW100 wird mit den auf S. 102 genannten Anregungsparametern betrieben. Für die beiden Resultate ergibt sich eine hohe Übereinstimmung, was den großen Mehrwert der Simulation beweist. Lediglich in den Eckbereichen der Ferritplatten gibt es Abweichungen. Als Ursache ließen sich die Plattenkanten identifizieren, welche ideal rechtwinklig ausgeführt sind. In der Realität sind diese hingegen mit einer Fase versehen. Wird das Simulationsmodell darauf angepasst, ergeben sich vergleichbare „Zipfel“.

Zur Messung an Lochblechproben

Um die bei induktiver Erwärmung auftretenden Effekte besser verstehen zu können, werden in Abschnitt 5.1.4 ab S. 118 Versuche an Lochblechen präsentiert. Diese sollen Möglichkeiten und Grenzen der neuen Anregungsquelle aufzeigen. Entsprechende Messungen fanden im MF-Bereich unter Verwendung des Streifeninduktors am IFF EW100 statt.

Bohrungsblech LB-Bo-Fe

Am geschwärzten Bohrungsblech LB-Bo-Fe wird der MF-Induktor so positioniert, dass sich die vier Bohrungen auf einer gedachten horizontalen Linie im Sichtfenster befinden.

[263] In Anlehnung an Hönl u. a. 2013, S. 7

Der Stromfluss vollzieht sich parallel dazu in waagerechter Ebene. Während die allgemeine Heizrate bei typischen 48 K in der Sekunde liegt, kommt es im Umfeld der Bohrungen zu einer etwa 2 K höheren Differenz. Ursache ist die bevorzugte Ausbreitung des Magnetfeldes in Bereichen mit ferromagnetischem Material. Daher werden die Löcher umgangen, was sich im gehäuften Auftreten von Feldlinien in den Materialrandbereichen äußert. Nach dem Induktionsgesetz (2.29) führt dies auch zu einer örtlich höheren Wirbelstromdichte bzw. stärkeren Erwärmung. Das Auftreten des beschriebenen Effektes wird vor der Messung vermutet. Überraschend ist jedoch, wie gleichmäßig die kreisförmige Temperaturerhöhung um alle Bohrungen ausfällt.

Lochblech LB-Ru-Fe
Da sich in den Temperaturprofilen vergleichbare Ergebnisse zum Bohrungsblech LB-Bo-Fe einstellen, dient das Prüfobjekt LB-Ru-Fe stattdessen der Betrachtung thermischer Zeitverläufe. Dabei ist in der horizontalen Sichtfenstermitte eine stärkere Erwärmung erkennbar. Die Temperaturverläufe selbst gestalten sich dann für beide ROIs nahezu identisch. Der lineare Anstieg in der Aufheizphase beträgt 46 K/s. In der sich anschließenden Beobachtungsphase beträgt die Abkühlung etwa 2 K/s. Auch dieses Ergebnis ist nicht ungewöhnlich.

Lochgitter LB-Re-Fe
An den bisher betrachteten Lochblechproben ergeben sich die vorher erwarteten Resultate. Ihre Beschreibung dient somit dem elementaren Verständnis von Wirbelstromeffekten. Für das ebenfalls betrachtete Lochgitter LB-Re-Fe sind die horizontal und vertikal durchgängigen Werkstoffbereiche sehr markant. Aufgrund dieser kommt es an der geschwärzten Probe zu nicht vorhersehbaren Effekten. Die stärkste Erwärmung von 23 K tritt dabei in den senkrechten Materialbereichen in Höhe der Aussparungen auf. Im horizontalen Gitterstreifen ist die Erwärmung geringer. Bei der Positionierung eines waagerechten Profils (vergleichbar mit Profil 1 in Abb. 5.7) in einer solchen Region ist dabei eine sinusförmige Temperaturverteilung sichtbar. In diesem Fall befinden sich die positiven Maximalwerte der Temperaturamplitude in der Mitte der senkrechten Gitterstreben.

In Abb. 6.3 ist das Messergebnis der entsprechenden Simulation aus Abb. 3.12 auf Seite 93 gegenübergestellt. Im zeitlichen Temperaturverlauf ergibt sich eine hohe Übereinstimmung zwischen Theorie und Realität. Allerdings liegen die thermischen Werte der Simulation etwa 10 K über den real gemessenen Temperaturen. Ursache sind die bereits auf den S. 150–152 erläuterten Modellvereinfachungen. Beispielsweise werden im linearen Modell keine Sättigungseffekte berücksichtigt, was erhebliche Auswirkungen haben kann.

Wie bereits am Bohrungsblech LB-Bo-Fe erläutert, breitet sich das Magnetfeld aufgrund der ferromagnetischen Eigenschaften bevorzugt in der Probe aus. Dabei werden Material-

unterbrechungen umgangen und der überwiegende Feldlinienanteil tritt in der senkrechten Gitterstruktur auf. Aus der alternierenden Feldpolarisation folgt ein horizontaler Wirbelstromfluss. Dabei zeigt die thermografisch detektierte Erwärmung, dass in den Materialbereichen seitlich der quadratischen Aussparungen eine besonders hohe Stromdichte auftritt. Eine Erklärung liefern die von Vrana beschriebenen Untersuchungen. Danach findet auf der Objektrückseite ein Schluss der Leiterschleife statt.[264] Da demzufolge die Wirbelströme zwischen den Materialaussparungen einen viel kürzeren Weg zurücklegen, muss auch die Stromdichte hier eine höhere sein.

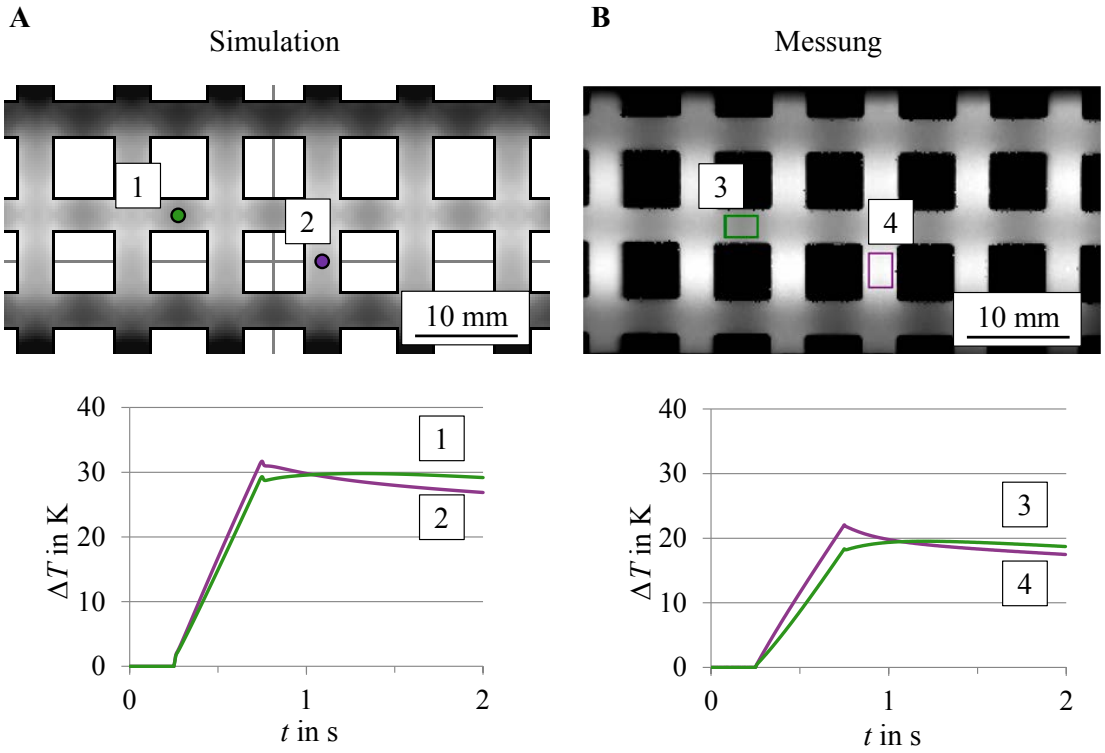


Abbildung 6.3.: Heizleistungsvergleich des MF-Induktors am Lochgitter LB-Re-Fe aus
A: Simulation mit COMSOL® gemäß Studie auf den S. 92–93 und
B: Thermografischer Messung gemäß S. 120

6.3. Zur Prüfung von Schweißnähten auf Anbindungsfehler

Die zerstörungsfreie Prüfung von laserstrahlgeschweißten Fügeverbindungen besitzt hohes Umsetzungspotential. Innere Anbindungsfehler stellen dabei eine besondere Herausforderung dar. Bisher konnte die Problemstellung noch von keiner Prüftechnik unter Serienbedingungen zufriedenstellend gelöst werden. Deshalb wird die Eignung des Induktors

[264] Vgl. Vrana 2008, S. 40–44

an Schweißproben mit Falschen Freunden untersucht. Aufgrund der entwickelten Anregungsquelle ist die IPT bei einseitiger Zugänglichkeit möglich. Entsprechende Praxisanforderungen finden Beachtung, da die Messungen von der Lasereintrittsseite erfolgen. Die thermografisch ermittelte Nahtqualität wird dann mit einer Fühlerlehre verifiziert. Aufgrund der in Abschnitt 5.1.2 dargelegten Ergebnisse wird eine Anregungszeit von einer halben Sekunde als optimal angesehen und für die Messreihen gewählt.

Zu den Temperaturverläufen

Die Betrachtung der thermischen Verläufe lässt besonders in der Abkühlphase deutliche Unterschiede erkennen. Im angebundenen Nahtabschnitt bzw. ROI 1 fällt die Temperatur nach Anregungsende stark ab. Ursache ist der Wärmefluss auf den hinteren Fügepartner. Daher führen die sofort einsetzenden Ausgleichsvorgänge zu einer schnellen Abkühlung. Im Bereich der nicht angebundenen Naht bildet sich hingegen ein Wärmestau auf dem anregungsseitigen Blech aus. Der beschriebene Effekt ist nicht nur direkt auf der Fügeverbindung, sondern auch in der Nahtumgebung festzustellen.

Für den ungeschwärzten Zustand ergibt sich im Bereich der nicht angebundenen Schweißnaht ein durchschnittlicher Temperaturhub von 18 K/s. In den Grundlagenversuchen wird hingegen für unbehandeltes Stahlblech eine scheinbare Heizrate von 14 K/s gemessen. Der höhere Wert am Realbauteil lässt sich mit einem Anstieg des Emissionsgrades begründen. Dieser ergibt sich aus der Nahtfarbe und den Schmauchspuren, welche wiederum aus dem thermischen Energieeintrag des Laserstrahls resultieren. Beim idealisierten Oberflächenzustand ergibt sich an der ungeschädigten Materialprobe ein thermischer Hub von 52 K/s. Die Temperaturdifferenz ist nur unwesentlich höher als der im defektbehafteten Nahtbereich bei Schwärzung gemessene Wert von 50 K/s.

Beim Vergleich der Temperaturverläufe für die unbehandelte und die geschwärzte Fügeverbindung ist der Oberflächeneinfluss deutlich zu erkennen. Denn während sich die Kurvenformen nicht ändern, hat der Emissionsgrad erhebliche Auswirkungen auf die Lage der Graphen zueinander sowie auf die gemessenen Maximaltemperaturen. Für den angebundenen Nahtbereich ergibt sich aus beiden Messungen ein Anstieg des Temperaturhubes vom ungeschwärzten zum geschwärzten Zustand um 4 K. In der ersten Sekunde nach Anregungsende sinkt der Spitzenwert von 10 K auf 6 K bzw. 13 K auf 7 K ab. Die Unterschiede infolge idealisierter Bedingungen fallen in der defektbehafteten Nahtregion noch stärker ins Gewicht. Der thermische Spitzenwert zum Ende der Anregung steigt hier um 16 K. Dies entspricht fast einer Verdreifachung. Die annähernd lineare Abkühlung steigt von 1 K/s auf 4 K/s.

Zu den Stichversuchen an defektbehafteten Schweißnähten

Anhand der deutlich unterscheidbaren Temperaturverläufe für angebundene und defektbehaftete Nahtregionen ergibt sich Potential für eine zeitbasierte Auswertung. Daher werden bei der Prinziptauglichkeit die Thermografiedaten einer nachträglichen DFT unterzogen. Gemäß Kapitel 2.2.3 erfolgt in den resultierenden Phasenbildern die Unterdrückung variierender Oberflächeneigenschaften und auftretender Temperaturschwankungen. Somit beschränkt sich die algorithmische Auswertung auf reine Phasenwinkel, welche anhand der Temperaturverläufe als konstant nachgewiesen wurden.

Die Fokussierung auf eine zeitliche Analyse des Wärmeflusses besitzt weitere Vorteile. Unter anderem sinkt die erzielbare Heizrate auf ein Viertel des ursprünglichen Wertes, wenn der Abstand zwischen Induktor und Prüfobjekt von einem auf zehn Millimeter erhöht wird. Da die zeitlichen Verläufe für angebundene und defektbehaftete Nahtregionen jedoch konstant sind, hat der Abstand keinen Einfluss auf das resultierende Phasenbild. In gewissen Grenzen sind inhomogene Energieeinträge ebenfalls unkritisch. Sie können durch ein unebenes Oberflächenprofil des Bauteils oder Verkippungen des Induktors entstehen. Erst bei zu geringen Temperaturhüben ist eine eindeutige Detektion von Fehlstellen nicht mehr möglich.

In den Messungen wird allerdings darauf geachtet, dass der Streifeninduktor komplett über der Probe steht. Somit kann sich auch der Magnetfeldkreis vollständig über das Stahlblech schließen. Befindet sich das ferromagnetische Prüfobjekt nur in einem Teilbereich des Sichtfensters, bricht der magnetische Fluss stark ein und mit ihm auch die thermischen Effekte. Dies stellt eine erhebliche Störgröße dar, welche zu unbrauchbaren Messungen führen kann. Entsprechende Untersuchungen wurden mit der Simulation durchgeführt. An Werkstoffen ohne Ferromagnetismus sind die Konsequenzen viel geringer, da die magnetischen Materialeigenschaften denen von Luft ähneln.

Aus Gl. (2.23) resultiert bei einer Aufnahmedauer von 2 s und einer Kamerafrequenz von 200 Hz die niedrigste im Signal auftretende Frequenzkomponente mit 0,5 Hz. Weitere auswertbare Stellen folgen aus den ganzzahligen Vielfachen. Die besten Ergebnisse lassen sich im zweiten Phasenbild von 1 Hz erzielen. Für die Praxis besteht die Forderung nach einer möglichst kurzen Prüfdauer. Deshalb werden die thermografischen Rohdaten für entsprechende Untersuchungen auf eine Sekunde reduziert und erneut mit DFT ausgewertet. Es ergibt sich eine optimale Fehlersignatur im ersten Phasenbild, welches ebenfalls eine Frequenz von 1 Hz aufweist. Somit ist für den Serieneinsatz eine Verkürzung der Prüfdauer auf eine Sekunde ohne Verluste oder Einschränkungen möglich.

Bei der Darstellung der Messergebnisse wird zusätzlich ein Foto der Schweißnaht gezeigt. Darauf sind bei der visuellen Beurteilung anhand von äußeren Merkmalen (bspw. Vorhandensein der Naht, Nahtbreite, Nahtüberhöhung oder -unterwölbung) keine Falschen Freunde erkennbar. Unterhalb werden die aus drei Einzelmessungen zusammengesetzten fouriertransformierten Phasenbilder dargestellt. Die Illustration in Grauwerten veranschaulicht gut die abweichenden Phasenwinkel für fehlerhafte Regionen. Bei den Resultaten fällt auf, dass an der zweiten Probengruppe ein um 0,2 rad größerer Wertebereich zur vollständigen Ergebnisdarstellung notwendig ist. Als Ursache werden die größeren Blechdicken identifiziert, welche zu längeren Laufzeiten des Wärmepulses führen.

Eine zusätzliche Abbildung der Phasenbilder in Schwarz-Weiß-Darstellung lässt erkennen, dass selbst die binäre Trennung in fehlerfreie und defektbehaftete Nahtregionen möglich ist. Die Grenze zwischen beiden Bereichen liegt dabei jeweils in der Mitte des zu Grunde liegenden Bildraumes. Mit der beschriebenen Binärisierung ist sogar eine automatisierte Auswertung über die Bildung von Spaltensummen denkbar. Überschreitet das Resultat eine festzulegende Pixelanzahl mit Radianten größer als der Mittelwert, ist dies ein Indiz für fehlende Anbindung.

In den auf S. 70 genannten Veröffentlichungen wird die induktionsangeregte Thermografie ebenfalls genutzt, Anbindungsfehler von laserstrahlgeschweißten Nähten zu detektieren. Die dabei benutzten Messparameter sind den eigenen in Tab. 6.6 gegenübergestellt. Während das Anregungsfenster des hier verwendeten MF-Induktors $50 \times 25\,\mathrm{mm}^2$ beträgt, gibt Šrajbr die durch zwei unterschiedliche Induktoren erwärmte Fläche mit $100 \times 20\,\mathrm{mm}^2$ (Reflexion) sowie $90 \times 14\,\mathrm{mm}^2$ (Transmission) an.[265] Riegert grenzt den Messbereich auf ca. $110 \times 50\,\mathrm{mm}^2$ ein.[266]

Tabelle 6.6.: Parametervergleich zur induktiven Thermografieprüfung von Schweißnähten

Autor(en)	**Messaufbau**	**Signalform**	**Prüfzeit** in s	**Frequenz der DFT Phasenbilder** in Hz
Diese Arbeit	Reflexion	Puls	1,0	1,0
Šrajbr[265]	Überlappstoß in Reflexion	Puls	3,0	0,3
Šrajbr[265]	Transmission	Puls	0,5	2,0
Riegert[266]	Transmission	Burst	5,0	0,1
		Lock-In	60,0	0,1

[265] Vgl. Šrajbr 2014, S. 55–65, S. 102–106, S. 116–120
[266] Vgl. Riegert 2007, S. 79–80

Somit stellen die beschriebenen Resultate eine deutliche Weiterentwicklung zum Stand der Technik dar. Dies betrifft vor allem Messaufbau und Prüfdauer. Erstmalig sind thermografische Untersuchungen mit Induktionsanregung ohne geometrische Einschränkungen bei einseitiger Zugänglichkeit möglich. Von Šrajbr präsentierte Messungen in Reflexion lassen sich nur am Überlappstoß realisieren. Dazu wird der hintere Fügepartner induktiv erwärmt und anhand der lateralen Wärmeflüsse auf die Qualität der Schweißnaht geschlossen. Allerdings ergeben sich dabei eine Reihe von Einschränkungen. Beispielsweise muss der Induktor sehr genau positioniert und mittels Ferritplatte abgeschirmt werden. Weiterhin zeigen sich über die Nahtlänge deutliche Abweichungen in der Phasenlage. Zusätzlich ergibt sich ein sehr geringer Fehlerkontrast, welcher nur für den Falschen Freund als ausreichend anzusehen ist.[267]

Eine weitere Verbesserung ergibt sich aus der Messdauer von lediglich einer Sekunde. Denn nur durch die Verringerung der Prüfzeiten ist ein Inline (siehe S. 17) fähiger Serieneinsatz der Technik im Produktionstakt überhaupt möglich. Gleichzeitig wird das Potential der algorithmischen Auswertung aufgezeigt. Mit den erzielten Ergebnissen ist somit ein großer Schritt in Richtung automatisierter Schweißnahtprüfung auf fehlende Anbindung gelungen.

6.4. Zur Prüfung von CFK auf Schlagschäden

Eine zweite Untersuchungsreihe beschäftigt sich mit der Detektion von Impacts in CFK. Dabei liegt der Fokus auf Prüfung bei einseitiger Zugänglichkeit, wobei das Schadensausmaß von der Einschlagseite her ermittelt werden soll. Da mit dem entwickelten Induktor Reflexionsmessungen möglich sind, bietet sich der Messaufbau auch für diese Problemstellung an. Bei der Nahtprüfung wurde eine Induktionsfrequenz von 18 kHz verwendet. Nach Abb. 2.13 führt sie an CFK zu einer Eindringtiefe von mehr als 100 mm. Die ermittelten Temperaturhübe sind aus Abb. 5.3 ersichtlich und entsprechen lediglich 6 K/s.

Deshalb findet der HF-Induktor am IDEA HS10 Anwendung, welcher eine etwa zehnfache Heizrate erzielt. Wie in Abschnitt 3.2.3 auf S. 94 beschrieben, werden im Gegensatz zum MF-Induktor bestimmte Parameter variiert. Dazu zählen unter anderem die Windungszahl der Spulen und die Permeabilität der Ferritplatten. Aus den Änderungen resultiert gemäß Gl. (2.47) auch eine neue Spuleninduktivität. Am HF-Generator ergibt sich infolge der beschriebenen Randbedingungen eine Induktionsfrequenz von 164 kHz und nach Gl. (2.49) eine berechnete Skintiefe von etwa 40 Millimetern. Der Wert ist immer noch sehr viel größer als die zu prüfenden Materialstärken, stellt aber den günstigsten Kompromiss dar.

[267] Vgl. Šrajbr 2014, S. 125–127

Durchgeführte Vorversuche gelten der Bestimmung optimaler Anregungsparameter. Erste Messreihen offenbaren eine für die thermografische Messung ausreichende Temperaturdifferenz von 67 K/s bei einem Maximalstrom von 50 %. Weiterhin wird an der Impactprobe Köper Imp-CFK-Gew eine Anregungszeit von 0,3 s als optimaler Wert ermittelt. Die Parametrisierung findet an einem Muster mit Gewebestruktur statt, um die Übertragbarkeit der Einstellwerte zu zeigen. Danach werden die gleichen Versuche auch an den CFK Impactproben aus Gelege durchgeführt. Hier erwies sich ebenfalls die Heizdauer von einer drittel Sekunde als Optimum.

Außerdem wird die Ausrichtung des Induktors zur Impactprobe untersucht. Da sich die Wirbelströme parallel zu den verbauten Ferritplatten ausprägen, ist eine Vorzugsorientierung naheliegend. Die einzelnen Faserlagen besitzen unterschiedliche Ausrichtungen (siehe Tab. 4.4). Deshalb wird sich immer an der obersten Lage der Einschlagseite orientiert und die Induktorposition dazu angegeben. Dies ist notwendig, da das thermografische Fehlerbild stark von der Ausrichtung abhängt. Die besten Ergebnisse konnten mit einer Orientierung des Induktors erzielt werden, bei der ein Stromfluss parallel zur obersten Faserlage erfolgt. Zusätzliche Messungen werden mit einem Winkel von ±45 ° durchgeführt. Die resultierenden Fehlersignaturen besitzen aber zumeist eine geringere Aussagekraft.

Zu den Temperaturverläufen

Die am Impact 2 der Probe Imp-CFK-Gel-A.1 eingebrachten Schäden sind auch optisch erkennbar. In den Aufnahmen der IPT können somit gezielt ROIs positioniert werden, um Temperaturverläufe zu visualisieren. Aufgrund der thermischen Signaturen in Abb. 5.18 ist davon auszugehen, dass sich die Regionen 1 und 2 im Defektbereich befinden. Trotzdem ergibt sich für sie ein völlig unterschiedliches Bild. Für ROI 1 ist das Anregungsende nicht erkennbar. Der thermische Verlauf zeichnet sich durch eine langsame Erwärmung aus, die über das betrachtete Zeitfenster hinaus geht. Bereich 2 ist hingegen von einem sprunghaften Temperaturanstieg mit 60 K/s geprägt. Die auf das Anregungsende folgende Abkühlung erfolgt mit etwa 4 K/s. In diesem Zeitraum weisen beide Verläufe eine nahezu lineare Charakteristik auf. Die thermische Signatur an ROI 3 ähnelt der von Region 2. Allerdings wird lediglich eine Heizrate von 48 K/s erreicht. Mit Beginn der Beobachtungsphase bleibt das Temperaturniveau bei 15 K und verändert sich nur noch marginal.

Zwischen Vorder- und Rückseite der Probe existiert ein thermisches Gefälle. Es resultiert aus der Wirbelstromeindringtiefe, welche gemäß Gl. (2.50) eine exponentiell abfallende Größe beschreibt. Obwohl die Skintiefe im vorliegenden Fall ein Vielfaches der Materialdicke beträgt, ergibt sich eine deutlich geringere Erwärmung der prüfungsabgewandten Probenseite. Daher führt der beschriebene Temperaturgradient zu einem transversalen

Wärmefluss. Er setzt schon während der Anregungsphase ein und kann von flächigen Ablösungen behindert werden. Da Grenzflächen einen großen Reflexionskoeffizienten aufweisen, ist an ihnen nahezu kein Wärmeübergang möglich.

Aus den geschilderten Temperaturkurven lassen sich die Fehlertypen genauer differenzieren. Der thermische Verlauf für die Kompressionszone wird an Region 2 veranschaulicht. In den Randbereichen treten interlaminare Risse auf, die schon bei Sichtprüfung auffällig sind. Typischerweise besitzen sie eine Ausdehnung, welche im Defektzentrum ihren Ursprung hat. Aus den Beschädigungen resultiert innerhalb der Leiterschleifen ein erhöhter Übergangswiderstand. Dieser hat schnelle Temperaturanstiege zur Folge, welche sich thermografisch als so genannte Hot Spots abzeichnen. Da bei der verwendeten Induktionsfrequenz die komplette Bauteildicke vom Magnetfeld durchdrungen wird, tritt der Effekt unabhängig von der Risstiefe auf.

Im Umfeld der lokalen Temperaturüberhöhungen wird mit induktiver Anregung ein vergleichsweise geringer Hub erzeugt. Er führt zu zwei kälteren Regionen, welche sich mit der bekannten Schmetterlingsstruktur abzeichnen. Das lässt in diesen Bereichen auf Delaminationen schließen. Die thermische Signatur resultiert aus dem fehlenden Materialkontakt. Somit können sich keine Wirbelstrompfade bzw. Leiterschleifen ausbilden. Als Konsequenz wird im Defektbereich eine geringere Verlustleistung generiert. Die ungeschädigte Zone hinter ROI 3 kann als thermischer Mittelwert betrachtet werden, auf den sich die Temperaturen der beiden Defektbereiche während der Beobachtungsphase angleichen.

Zu den Stichversuchen an impactgeschädigtem CFK

Anhand der gewonnenen Erkenntnisse können die Resultate der Prinziptauglichkeit besser beurteilt werden. Zusätzlich findet ein Vergleich mit den Ergebnissen etablierter Prüfverfahren statt. Dabei besteht das vordergründige Ziel, den Mehrwert der induktiven Anregungsvariante aufzuzeigen. Bevor die einzelnen Methoden mit ihrer Auffindwahrscheinlichkeit für Impacts detailliert beschrieben werden, dient Tab. 6.7 der ersten Übersicht.

Die Impactschäden der Probe Imp-CFK-Gel-C.4 beschränken sich auf Kompressionszonen mit verringerter Dicke. In den Defektbereichen treten weder Risse noch Delaminationen auf. Die Proben Imp-CFK-Gel-B.2 und Imp-CFK-Gel-D.4 symbolisieren den ersten Level eines Schlagschadens. An ihnen bilden sich im Bereich der Kompressionszone Risse aus. Daher muss der kritische Wert für eine Schädigung bei einer normalisierten Impactenergie (normalisiert auf die Dicke der Probe, siehe S. 20) zwischen 1,75 J/mm und 2,5 J/mm liegen. Die Proben Imp-CFK-Gel-A.1, Imp-CFK-Gel-C.2, Imp-CFK-Gel-D.2 und Imp-CFK-Gel-E.4 mit Impactenergien von über 2,5 J/mm weisen zusätzlich Delaminationen

auf. Sie charakterisieren den zweiten bzw. stärkeren Schädigungsgrad eines Impacts. Ab dieser normalisierten Impactenergie von 2,5 J/mm sind auch erste Absplitterungen an der Rückseite erkennbar, welche mit steigender Energie zunehmen.

Tabelle 6.7.: Detektierbarkeit von Impactschäden mittels verwendeter ZfP-Verfahren von der Einschlagseite

CFK Impactprobe	**Normalisierte Impactenergie** in J/mm	**VT**	**OLT**	**UT**	**IPT**
Imp-CFK-Gel-A.1	3	+	+	+	+
Imp-CFK-Gel-B.2	2,5	+	−	−	+
Imp-CFK-Gel-C.2	3,5	+	−	+	+
Imp-CFK-Gel-D.2	5	−	−	+	+
Imp-CFK-Gel-C.4	1,75	−	−	−	−
Imp-CFK-Gel-D.4	2,5	+	−	+	+
Imp-CFK-Gel-E.4	5	−	−	+	+

UT = Ultraschallpr. (Engl.: Ultrasonic Testing) IPT = Induktive Puls Thermografie

VT = Sichtprüfung (Engl.: Visual Testing) OLT = Optische Lock-In Thermografie

Neben den ZfP-Verfahren werden Querschliffe von vergleichbaren Proben angefertigt. Allerdings fließen die Ergebnisse nicht in den Methodenvergleich ein, da es sich um ein zerstörendes Verfahren handelt. Die Anfertigung dient dem generellen Schadensnachweis bzw. zur Bestätigung der theoretischen Defektcharakteristik aus Abb. 2.3.

Sichtprüfung

Unabhängig von variierender Probendicke und Impactenergie kommt es an der Einschlagstelle des Stoßkörpers regelmäßig zu Materialkompressionen. Die Abdrucktiefe stellt trotz der unterschiedlichen Werte eine relativ konstante Größe dar, anhand derer keine Beurteilung des Schadensausmaßes möglich ist. Beispielsweise lassen sich die Abdrücke an den Proben Imp-CFK-Gel-B.2, Imp-CFK-Gel-C.2 und Imp-CFK-Gel-D.2 optisch nicht unterscheiden. Eine Differenzierung ist lediglich über die Rissanzahl möglich, denn bei höheren Impactenergien bilden sich diese vermehrt auf der Einschlagseite aus. Sie liegen bevorzugt in Richtung der Faserlage oder senkrecht dazu. Des Weiteren verteilen sie sich kreuzförmig um den Auftreffpunkt und besitzen Längenausdehnungen von wenigen Millimetern.

An der Rückseite der Proben kommt es zu Absplitterungen. Ihre Ausdehnung wächst mit steigendem Energielevel. Obwohl die Einbringung der Schäden wiederholgenau erfolgt, ergeben sich für die drei Impacts einer Probe teils erhebliche Unterschiede in der Ausfaserungslänge. Dies ist besonders markant an der Platte Imp-CFK-Gel-E.4 zu erkennen. Die Detektion von Delaminationen bzw. inneren Schichtablösungen ist mit der rein visuellen Begutachtung hingegen nicht möglich.

Optische Lock-In Thermografie

Jede Probe wird sowohl von der Einschlag- als auch von der Rückseite mit den Lock-In Frequenzen 0,10 Hz sowie 0,05 Hz und 0,01 Hz geprüft. Genauere Angaben zu den Messparametern sind in Tab. 4.5 zusammengefasst. Angesichts der drei verwendeten Modulationsfrequenzen lässt sich eine mangelhafte Defekterkennung infolge von Einzelmessungen im Bereich der Blindfrequenz bzw. aufgrund der Phasenumkehr ausschließen.[268] Die durchgeführten Stichversuche zeigen sehr deutlich die Grenzen der OLT auf. Schon bei den zwei Millimeter dicken CFK Platten ist von der Einschlagseite keine Detektion von Impactschäden mehr möglich. Selbst die Schlagschäden von 10 J an der Probe Imp-CFK-Gel-D.2 sind in den Ergebnisbildern nicht erkennbar. Hingegen zeigt die Rückseite schon bei optischer Betrachtung sehr deutliche Schäden auf, die auch in den entsprechenden Phasenbildern hervortreten. An den dickeren Proben mit 4 mm ergibt sich ein ähnliches Bild. Die Ausfaserungen auf der Rückseite der Proben Imp-CFK-Gel-D.4 und Imp-CFK-Gel-E.4 sind ein deutliches Zeichen für Materialschädigungen, die weit über Matrixrisse hinaus gehen. Trotzdem lassen sich die Defektbereiche von der Einschlagseite aus nicht mit OLT nachweisen. Lediglich an einzelnen Impacts mit hohen Aufprallenergie von 20 J ist eine leichte Phasendifferenz zum fehlerfreien Material erkennbar.

In der Literatur werden sehr unterschiedliche Ergebnisse mit OLT beschrieben. Beispielsweise ist es Kochan nur in Transmissionsanordnung möglich, Impacts mit Energien von 25 J und 40 J an 2 mm starken CFK Platten (normalisierte Impactenergie von 12,5 J/mm und 20 J/mm) eindeutig aufzufinden.[269] Bei Proben mit einer mehr als doppelt so großen Dicke weisen Riegert u. a. hingegen Schlagschäden mit 20 J und 40 J (normalisierte Impactenergie von 4,7 J/mm und 9,3 J/mm) in Reflexionsanordnung problemlos nach.[270] Dabei werden sowohl in den beiden Quellen als auch in dieser Arbeit Proben aus multiaxialem Gelege verwendet. Aus diesem Grund ist von vergleichbaren Werkstoffeigenschaften, insbesondere Faser-Volumen-Gehalten, auszugehen. Bei Ziehms Untersuchungen mit OPT sind die Schäden nur an der Rückseite detektierbar. Allerdings werden dafür auch enorm lange Heizzeiten von 8 s - 10 s verwendet. Die anschließende Beobachtungsdauer beträgt eine halbe Minute.[271]

[268] Vgl. Spiessberger 2012, S. 79–80
[269] Vgl. Kochan 2011, S. 70–78, 91–94
[270] Vgl. Riegert u. a. 2005
[271] Vgl. Ziehm 2010, S. 65

Die erzielten Resultate sind mit dem Stand der Technik vergleichbar. Obwohl die OLT oft als Standardverfahren zur Detektion von Schlagschäden in CFK bezeichnet wird, zeigen sich sehr deutlich ihre Grenzen. Besonders bei größeren Materialstärken besitzt das Verfahren nur eine beschränkte Aussagefähigkeit, denn aufgrund der thermischen Anisotropie lassen sich lediglich Schäden der oberen Faserlagen detektieren. Dies ist ebenfalls aus den Ergebnisbildern der Rückseite ersichtlich. Da sich die Delaminationen eines Impacts insbesondere dort ausprägen, ist auch der Fehlernachweis von dieser Seite erfolgreich. Die Praxisrelevanz der rückseitigen Messung ist hingegen gering. Bei einem verbauten Prüfobjekt ist oft nur die Einschlagseite des Impactschadens zugänglich. Allerdings kann den Literaturangaben entnommen werden, dass Messungen in Transmissionsanordnung das Ergebnis stark verbessern können. In dieser Arbeit steht jedoch die praxistaugliche Variante im Vordergrund. Deshalb werden keine weiterführenden Messungen mit OLT durchgeführt und der Blick auf Alternativen gerichtet.

Ultraschall Phased-Array

Bei der Technik muss die Vorlaufstrecke des Prüfkopfes beachtet werden. Dabei handelt es sich um eine physikalisch bedingte Totzone im Nahfeldbereich. Sie entsteht durch die Überlagerung von Sende- und Empfangssignal. Entsprechende Hinweise erfolgen bereits in der Literatur.[272] Infolge der geringen Bauteilstärke von einem Millimeter ergeben sich an der Probe Imp-CFK-Gel-A.1 somit Einschränkungen. Oft kritisiert wird auch der Einsatz eines Koppelmediums, wobei hier die Wasserspaltankopplung Verwendung findet.

Mit dem Verfahren ist es nur bedingt möglich, Matrixrisse zu detektieren. Ursache bildet die Rissorientierung, welche annähernd senkrecht zur Faserlage ist. Somit liegt der Fehlertyp in Richtung der Schallausbreitung. Delaminationen liegen parallel zur Faserlage und bilden sich flächig aus. An ihnen führt die Prüftechnik zu sehr aussagekräftigen Ergebnissen. Allerdings kann es im Bereich der Schlagkörperabdrücke zum Verlust der Ankopplung kommen. Dies führt zu Fehlersignaturen, welche eine Delamination suggerieren, jedoch nur eine Kompressionszone darstellen. Das verlangt besondere Aufmerksamkeit.

Die vorliegenden Resultate sind mit den Angaben anderer Autoren vergleichbar. In vielen Veröffentlichungen gilt die Technik als effektives ZfP-Verfahren. Auch in der vorliegenden Arbeit konnten die hoch aufgelösten Bilder zum grundsätzlichen Fehlernachweis herangezogen werden. Dabei ist allerdings zu beachten, dass die einfache Probengeometrie der Ultraschallprüfung entgegen kommt. Handelt es sich um Bauteile mit unebenen bzw. stark gekrümmten Flächen oder aufgesetzten Elementen, stößt das berührende Messverfahren schnell an seine Grenzen. In diesem Fall kann zwar theoretisch auf Luftultraschall ausgewichen werden, welcher aber bisher noch in der Erprobungsphase ist.[273]

[272] Vgl. Klein u. a. 2012, S. 2135
[273] Vgl. Kochan 2011, S. 83–87 und Döring 2011, S. 92

Induktive Puls Thermografie mit Induktorprototyp

Die Versuchsreihen zeigen sehr deutlich die Abhängigkeit auftretender Fehlertypen von der Impactenergie. Mit 1,75 J/mm besitzt die Probe Imp-CFK-Gel-C.4 den geringsten Kennwert. Nachdem mit Sicht- und Ultraschallprüfung keine Unregelmäßigkeiten festzustellen sind, bleiben auch die Ergebnisse der IPT ohne Auffälligkeiten. An den Schlagschäden mit normalisierter Impactenergie von 2,5 J/mm (Prüfobjekt Imp-CFK-Gel-B.2 und Imp-CFK-Gel-D.4) treten hingegen örtliche Temperaturüberhöhungen bzw. Hot Spots auf. Sie resultieren aus der Kompressionszone mit Rissen, welche den ersten Schädigungsgrad eines Impacts charakterisieren.[274]

Mit steigender Impactenergie kommt die Delamination als weiterer Fehlertyp hinzu. Schon an den Proben Imp-CFK-Gel-A.1 (3 J/mm) und Imp-CFK-Gel-C.2 (3,5 J/mm) sind deutlich kältere Zonen in der Umgebung des Einschlagpunktes zu erkennen. Zusätzlich liefert die Vermessung der Proben Imp-CFK-Gel-D.2 und Imp-CFK-Gel-E.4 Hinweise auf eine beschränkte Aussagekraft der normalisierten Impactenergie. An beiden Prüfobjekten ergibt sich eine Rate von 5 J/mm. Trotzdem sind die Schadensumfänge sehr unterschiedlich. Schon die Bilder mit Ultraschall Phased-Array zeigen für die Probe Imp-CFK-Gel-E.4 vergleichsweise große Defektbereiche.

Auch die Vermessung mit IPT weist divergierende Schadensbilder auf. Die Impacts der 2 mm dicken CFK Platte erscheinen im Thermografiebild lediglich als Ansammlung örtlicher Temperaturüberhöhungen aufgrund von Rissen. Im Vergleich dazu sind die thermischen Auffälligkeiten an Probe Imp-CFK-Gel-E.4 viel deutlicher. Dort ergeben sich in der Umgebung der Hot Spots Anregungsbereiche mit geringerer Erwärmung. Sie lassen auf flächige Ablösungen bzw. Delaminationen schließen. Die ungeschädigten Faserlagen der angrenzenden Region erwärmen sich stärker als das übrige fehlerfreie Material. Es wird vermutet, dass die Wirbelströme im Defektbereich nicht fließen können und den Impact umgehen.

Für Delaminationen innerhalb der Skintiefe bemängelt Vrana den geringen thermischen Signalunterschied zum fehlerfreien Material. Wie auch Riegert empfiehlt er den Einsatz von OLT oder ULT.[275] Die schlechten Ergebnisse an künstlichen Delaminationen führen Shepard u. a. ebenfalls auf die generierte Volumenheizung zurück. Da die Messungen in Transmission erfolgen, wird eine ungenügende thermische Diffusion unterstellt.[276] Die Kritik lässt sich anhand der durchgeführten Messreihen nicht bestätigen. Es werden große thermische Kontraste erzeugt, die zu eindeutigen Fehlersignaturen führen. Allerdings könnten künstliche Schichtablösungen, wie im Literaturbeispiel mittels Klebeband erzeugt, einen geringeren Kontaktwiderstand als reale Delaminationen aufweisen. Somit führen

[274] Vgl. de Carvalho 2011, S. 14–16
[275] Vgl. Vrana 2008, S. 16–17, 63–64 und Riegert 2007, S. 82–87
[276] Vgl. Shepard u. a. 2004

sie nicht zur Totalreflexion, sondern ein erheblicher Anteil des Wärmeflusses diffundiert. Als Konsequenz wird in dieser Arbeit auf die Fehlerimitation verzichtet und es werden nur realitätsnahe Defekte untersucht.

Aufgrund der vorgestellten Resultate ist davon auszugehen, dass sich die induktionsangeregte Thermografie im besonderen Maße zur Prüfung auf Impactschäden eignet. Bei optischer Anregung wird nur eine oberflächliche Erwärmung erzeugt. Sie bietet sich speziell für die Transmissionsanordnung an, bei der ein Wärmefluss durchs Prüfobjekt gewünscht ist. Induktiv muss sich dem Ideal der Flächenheizung mit möglichst hohen Induktionsfrequenzen im Megahertzbereich angenähert werden. Das würde aber den Verzicht auf die defektselektiven Eigenschaften des Verfahrens bedeuten. Denn erst durch die Volumenheizung sind thermische Effekte sowohl an Rissen als auch infolge Delaminationen erkennbar. Durch den Streifeninduktor ist es also möglich, mit einer Anregungsvariante an beiden Fehlertypen ein auffälliges Temperaturverhalten zu generieren. Die Aufzeichnung der thermischen Verläufe kann von der gleichen Seite erfolgen, womit die Praxisanforderung nach einseitiger Zugänglichkeit gewährleistet ist. Mit dem Verfahren erhöht sich einerseits die Auffindwahrscheinlichkeit für Impactschäden und gleichzeitig steigt die Aussagesicherheit hinsichtlich des Schadensumfanges.

Das Potential des Induktors für ILT an CFK Bauteilen wurde in der studentischen Abschlussarbeit von Mohr analysiert. Mittels Parameterstudie ließen sich günstige Einstellwerte ermitteln. Dabei ergaben sich für die überlagerte Lock-In Frequenz ein Hertz und fünf Perioden als Optimum. Weiterhin wurden mehrere Prüfobjekte vermessen, unter anderem die CFK Impactprobe Köper. Als Maximierungskriterium diente die Phasendifferenz zwischen defektbehaftetem und fehlerfreiem Materialbereich. Auf dieser Grundlage konnten weitere Untersuchungen erfolgen, unter anderem an den CFK Impactproben. Obwohl die Messungen mit einem erhöhten Zeitaufwand einher gehen, stellen die Resultate keine deutliche Verbesserung zur IPT dar. In den resultierenden Phasenbildern sind die Schäden sogar schlechter erkennbar.[277]

Die Ursachen liegen in den zeitlich versetzt auftretenden Heizeffekten eines Faserverbundes. Wird ungeschädigtes CFK induktiv angeregt, ist die Temperaturerhöhung zuerst entlang der Fasern und zeitversetzt auch an den Kreuzungspunkten thermografisch sichtbar. Liegt ein Impactschaden im Prüfbereich, führen Risse zu Hot Spots, welche sich noch schneller als das fehlerfreie Material erwärmen. Die eventuell auftretenden kälteren Regionen infolge Impact treten erst im einsetzenden Diffusionsprozess auf. Diese chronologische Reihenfolge von thermischen Effekten wird als Laufzeitinformation in den Phasenbildern der DFT hervorgehoben. Somit ist ein Einsatz der ILT zum Auffinden von Impactschäden in CFK nach den durchgeführten Messreihen vergleichsweise ungeeignet.[277]

[277] Vgl. Mohr 2013

7. Resümee und Ausblick

Die aktive Thermografie nutzt eine externe Quelle zur lokalen Erzeugung von Temperaturgradienten. Dabei wird das thermische Gleichgewicht des Prüfobjektes gestört, was wiederum zu Ausgleichsvorgängen führt. Dieser Wärmefluss ist an Fehlstellen gestört. Mit einer Infrarotkamera können entsprechende Auffälligkeiten über Temperaturunterschiede an der Oberfläche des Bauteils detektiert werden. Diese erlauben unter anderem Rückschlüsse auf Art, Form und Lage des Fehlers. Die Methode hat mittlerweile den Status der Laboranwendung verlassen und nimmt unter den etablierten Verfahren der zerstörungsfreien Prüfung einen festen Platz ein. Besonders interessant ist die Möglichkeit, einzelne Anregungsquellen problemspezifisch (bspw. hinsichtlich Werkstoff oder Fehlerart) einzusetzen.

Bei der induktiven Anregung dienen stromdurchflossene Spulen der Erzeugung magnetischer Wechselfelder. Befindet sich elektrisch leitfähiges Material im Wirkungsbereich, kommt es zur Induktion. Die dabei fließenden Wirbelströme führen aufgrund Ohm'scher Verluste und weiterer materialspezifischer Heizeffekte zu einer Erwärmung. Die Technik bietet eine Reihe von Vorzügen, wie etwa die berührungslose Generierung großer Temperaturhübe in kurzer Zeit. Ohne Zweifel zählt die Steuerung der Heiztiefe über die Induktionsfrequenz ebenfalls dazu. Literaturrecherchen zeigen, dass die Vorteile seit vielen Jahren im Bereich der Rissprüfung, insbesondere an ferromagnetischen Werkstoffen, genutzt werden. Doch die induktionsangeregte Thermografie bietet sich für weitere Einsatzgebiete an - unter anderem zur Prüfung von Fügeverbindungen und Schichtwerkstoffen.

Momentan bilden die verfügbaren Spulen- bzw. Induktorgeometrien jedoch den Schwachpunkt vieler Prüfszenarien. Da sie Wärme im Spulenschatten erzeugen, kann mit der Infrarotkamera häufig nur die Rückseite des Prüfobjektes betrachtet werden. Diese zweiseitige Zugänglichkeit ist aber in praktischen Anwendungsfällen selten gewährleistet. Oftmals handelt es sich um komplexe Strukturen, die im verbauten Zustand vorliegen. Somit ist nur ein Teilbereich für die Prüfung verfügbar. Auch die Entwicklung von Fügeverfahren geschieht mit einseitigen Prämissen. Beispielsweise erfordert das Laserstrahlschweißen nur eine Zugänglichkeit von der Lasereintrittsseite. Dieser Vorteil hat großen Anteil am Erfolg des Fügeverfahrens. Und natürlich muss ein dafür konzipiertes Prüfsystem diesem Anforderungsprofil folgen.

Die vorliegende Arbeit präsentiert ein neuartiges Spulendesign namens Streifeninduktor, mit dem uneingeschränkt Thermografiemessungen in Reflexionsanordnung möglich sind. Es erfolgt die Auseinandersetzung mit den Grundlagen der induktiven Anregung, aus denen sich die physikalische Beschreibung der Vorgänge zwischen Spule und Prüfobjekt ableitet. Sie stellen die Basis des Ersatzmodells dar, welches für den konzipierten Streifeninduktor entwickelt wurde. Mit ihm lassen sich die Randparameter für mögliche Anwendungsfälle abschätzen. Dazu gehören beispielsweise Spuleninduktivität, Temperaturanstieg im Leiterdraht und ferromagnetische Sättigung.

Im Programm COMSOL® wird zusätzlich ein Simulationsmodell des Streifeninduktors aufgebaut. Vom Nachweis der generellen Prinziptauglichkeit bis hin zu Erkenntnissen hinsichtlich des praktischen Aufbaus eines Prototypen wird das Modell vielseitig genutzt. Besonders interessant ist die Nachbildung spezieller Grundlagenversuche und der Vergleich mit den aufgenommenen Messwerten. Dabei zeigt sich, dass die Simulation sehr genaue Prognosen ermöglicht. So lassen sich die Ausprägung von elektromagnetischem und thermischem Feld sowie der zeitliche Temperaturverlauf detailliert vorhersagen. Andererseits liegen die in der Simulation ermittelten Temperaturdifferenzen aber bei einer Heizzeit von einer halben Sekunde 5 K und bei einer Sekunde 10 K über den praktisch gemessenen Werten. Dies lässt sich anhand von Modellvereinfachungen begründen. Dazu zählen unter anderem die Nachbildung des zeitlichen Stromflusses als Sinuskurve und die ignorierte Verlustleistung im Ferritmaterial.

Mit Hilfe zweier realitätsnaher Fragestellungen wird die Verwendbarkeit des Streifeninduktors für thermografische Messaufgaben untersucht. Auf der einen Seite die Prüfung von laserstrahlgeschweißten Nähten auf Anbindungsfehler und auf der anderen Seite die Detektion von Schlagschäden in Faserverbunden. Dazu erfolgt die Betrachtung momentan eingesetzter Prüfmethoden im technischen Stand. Bisher existieren für beide Probleme keine zufriedenstellenden Lösungen, womit sich bereits Potential für die neue Technik ergibt. Als Probenumfang dienen sechs Stahlbleche mit defektbehafteten Schweißverbindungen und sieben Platten aus kohlenstofffaserverstärktem Kunststoff mit jeweils drei Impacts.

An laserstrahlgeschweißten Fügeverbindungen ist mit der Prüfmethode eine einseitige Fehlerdetektion im Sekundentakt gewährleistet. Die während der Anregungsphase von einer halben Sekunde generierten Temperaturdifferenzen führen zu eindeutigen Signaturen. Somit lässt sich exakt zwischen fehlerfreien und defektbehafteten Nahtbereichen differenzieren. Durch algorithmische Nachbearbeitung ist sogar die Reduktion auf ein binäres Unterscheidungskriterium möglich, was die Umsetzung einer automatisierten Auswertung veranschaulicht. Dabei unterdrückt die verwendete Algorithmik erfolgreich Schwankungen im Emissionsgrad. Ein adäquater Nachweis erfolgt anhand zweier Probenumfänge mit un-

terschiedlichen Oberflächen und Materialstärken. Bestätigt werden die thermografischen Ergebnisse durch eine händische Prüfung mit der Fühlerlehre.

Optimierungsbedarf besteht hinsichtlich der Induktionsparameter. Im Vordergrund der durchgeführten Messreihe stand der prinzipielle Machbarkeitsnachweis. Die Induktionsfrequenz wurde auf den Maximalwert des Mittelfrequenz-Generators von 18 kHz eingestellt, um eine möglichst oberflächennahe Erwärmung mit anschließender Diffusion durchs Material zu garantieren. Allerdings sind mit dem IFF EW100 bei geringeren Frequenzen und sonst identischen Einstellungen größere thermische Hübe erzielbar. Aus wirtschaftlichen Gründen sollten diese Zusammenhänge für eine industrielle Systemumsetzung genauer betrachtet werden. Dafür ist es ebenfalls denkbar, das empfindliche Ferritmaterial durch ein Blechpaket und den Quantendetektor durch eine Bolometerkamera zu ersetzen.

Auf Faserverbundwerkstoffen ruhen im Leichtbau viele Hoffnungen. Die kohlefaserverstärkten Kunststoffe nehmen infolge ihrer überragenden gewichtsspezifischen Festigkeit hier einen führenden Platz ein. Da mehrere Materialien im schichtweisen Aufbau kombiniert sind, können ganz andere Fehler als an klassischen bzw. homogenen Konstruktionswerkstoffen auftreten. Dabei ist der Schlagschaden bzw. Impact besonders kritisch. In der Montage kann er durch herunterfallendes Werkzeug und im Betrieb durch einen Unfall auftreten. Obwohl äußerlich kaum zu erkennen, ist im Inneren des Faserverbundes eine beträchtliche Schädigung in Verbindung mit Festigkeitsverlusten möglich.

Genau genommen stellt der Impact eine Kombination mehrerer Fehlertypen dar, welche je nach Aufprallenergie entstehen. Neben dem Eindruck im Auftreffpunkt kommt es bei geringen Impactenergien zu Rissen in der unmittelbaren Umgebung. Infolge höherer Energieraten des Schlagschadens treten zusätzlich Schichtablösungen bzw. Delaminationen sowie Ausfaserungen an der Rückseite auf. Der Impact ist besonders kritisch, da seine Schadensgröße mit der Bauteiltiefe wächst. In diesem Zusammenhang wird oft von einer kegelförmigen Defektstruktur gesprochen. Diese Charakteristik macht seine Beurteilung schwierig, insbesondere von der Einschlagseite her. Es gibt verschiedene Ansätze, den Umfang eines Schlagschadens zerstörungsfrei abzuschätzen. Allerdings kann bisher kein Verfahren die gesamten Anforderungen wie leichte Bedienbarkeit, kurze Messzeiten und hohe Aussagekraft der Messergebnisse erfüllen.

An den sieben CFK Platten mit jeweils drei Impacts werden mehrere Verfahren erprobt. Die Prüfung mit Ultraschall Phased-Array führt zu sehr detaillierten Ergebnissen, weshalb die Resultate als Referenz dienen. Oft wird die Optische Lock-In Thermografie als bevorzugtes Verfahren zum Auffinden von Impactschäden genannt. Gründe dafür sind die Anregung relativ großer Prüfflächen von mehreren Quadratmetern und die Variation der thermischen Eindringtiefe über die Lock-In Frequenz. Durchgeführte Messreihen zeigen

jedoch sehr deutlich die Grenzen des Verfahrens. Überschreiten die Proben eine Dicke von einem Millimeter, ist ein Auffinden der Impactschäden von der Einschlagseite aus mit OLT nicht mehr zu garantieren.

Weiterhin werden die CFK Impactproben mit induktiver Puls Thermografie in Reflexionsanordnung vermessen. Dazu findet wiederum der vorgestellte Streifeninduktor Anwendung. Allerdings sind die an den Stahlblechen verwendeten Induktionsfrequenzen von 18 kHz unzureichend. Deshalb ist eine Erhöhung sinnvoll. Einerseits steigert diese Maßnahme die Heizraten, andererseits verringert sie die Eindringtiefe der Wirbelströme. Zur Umsetzung wird ein Hochfrequenz-Generator als Energiequelle und ein speziell angepasster Streifeninduktor genutzt. Da der Generator als Schwingkreisumrichter arbeitet, ergibt sich für den Streifeninduktor an CFK ein fester Wert von 164 kHz. Jedoch erwärmt sich auch bei dieser Induktionsfrequenz noch die komplette Materialstärke der Proben.

Infolge der vollständigen Durchdringung mit einem Magnetfeld treten thermische Effekte an beiden möglichen Fehlertypen auf. Zu Beginn der Anregungsphase führen die erhöhten Übergangswiderstände an den Rissen zum sprunghaften Temperaturanstieg. Dabei ist es unerheblich, in welcher Tiefe die Fehler liegen. Die resultierenden Hot Spots liegen weit über dem thermischen Niveau des fehlerfreien Materials. Bei den sich anschließenden Ausgleichsvorgängen werden die Diffusionsprozesse durch Delaminationen behindert. Entsprechende Defektbereiche sind in der Umgebung des Einschlagpunktes erkennbar. Sie zeichnen sich durch einen sehr geringen Temperaturanstieg aus. Vereinzelt ist in den betroffenen Regionen auch die typische Schmetterlingsstruktur erkennbar.

Mit dem Streifeninduktor lassen sich Schlagschäden in kohlefaserverstärkten Kunststoffen zuverlässig identifizieren sowie in ihrem Defektumfang eingrenzen. Jedoch resultieren Einschränkungen aus der festgestellten Vorzugsorientierung zwischen Induktor und Prüfobjekt, bei der sich die Impactschäden thermisch optimal darstellen. Ursache ist die Induktorgeometrie, welche einen gerichteten Stromfluss zur Folge hat. Da die Wirbelströme entlang der Kohlefasern fließen, ergibt sich bei einer Übereinstimmung mit der Stromflussrichtung tendenziell das beste Resultat.

Um davon unabhängig zu sein, bietet sich ein spezieller Induktor mit einem Drehfeld an. Dafür wären mehrere Polpaare vorzusehen, die gleichmäßig um ein idealerweise rundes Sichtfenster verteilt sind. Jedes Polpaar muss mit Wechselspannung betrieben werden, welche phasenverschoben zu den anderen Betriebsspannungen ist. In Analogie zum Drehstrommotor ergibt sich der Phasenwinkel aus dem Quotienten von 360 ° und der Gesamtzahl an Polpaaren. Ein solcher Induktortyp würde keine Vorzugsorientierung aufweisen und somit ein davon unabhängiges Fehlerbild liefern.[278]

[278] Vgl. Kraska u. a. 2014

Der entwickelte Streifeninduktor eignet sich gut für die beiden untersuchten Prüfprobleme. Darüber hinaus stellt er eine sinnvolle Weiterentwicklung in der thermografischen Messtechnik dar. Insbesondere ermöglicht er einseitige Prüfungen und eine sehr homogene Erwärmung, welche nur geringen Störeinflüssen unterliegt. Aufgrund der großen Temperaturhübe an Stahl und CFK sind relativ kurze Messzeiten ausreichend. Diese lassen sich durch geeignete Maßnahmen wie die Verbreiterung der Ferritplatten weiter steigern und liegen derzeit für Stahl bei etwa 100 K/s. Geometrische Veränderungen sind im Vorfeld gezielt mit dem vorgestellten Simulationsmodell berechenbar und ggf. optimierbar.

Darüber hinaus besitzt der Induktor weiteres Potential und erlaubt sogar ganz neue Anwendungsszenarien. Einerseits können thermografische Fragestellungen mit dem Messaufbau untersucht werden, die bisher nicht oder nur mit Einschränkungen umsetzbar waren. In diesem Zusammenhang weckt ein mobiles Prüfgerät ganz besonderes Interesse. In der Literatur wird bereits auf die Eignung der induktiven Anregung hinsichtlich Baugröße und Energiebereitstellung eingegangen.[279] Somit stellt die entwickelte Technik einen großen Schritt in Richtung eines thermografischen Handprüfgerätes dar.

Im Kontext der Industrie 4.0 ergibt sich für den Streifeninduktor ebenfalls Potential. Exemplarisch soll auf die Möglichkeiten einer vollautomatischen Prüfung von laserstrahlgeschweißten Nähten hinsichtlich Falscher Freunde eingegangen werden. Durch den Aufbau einer Prüfzelle im direkten Anschluss an den Schweißprozess ist der Aufbau kurzer Regelkreise möglich. Die Kombination erlaubt sofortige Rückmeldungen, welche die Systeme automatisch austauschen. Somit können die Parameter des Schweißprozesses beim Auftreten von Bindefehlern unverzüglich neu justiert werden. Ein positiver Nebeneffekt ist der verminderte Ausschuss, da weder zerstörend noch mit Zeitverzug geprüft werden muss.

Doch selbst über die Grenzen der Thermografie hinaus sind weitere Anwendungsfälle denkbar. Beispielsweise kann der Induktor auch als neue Anregungsvariante für Interferometrie (siehe S. 20) zum Einsatz kommen. Bei einem entsprechend großen Sichtfenster wäre die gleichzeitige Messung mit Shearografie- und Thermografiekamera möglich. Dies ist speziell für die Prüfung von CFK interessant und würde die Aussagesicherheit entsprechender Ergebnisse noch einmal erhöhen. Andererseits ist auch der Verbau zusätzlicher Spulen im Induktor denkbar. Im Sinne einer Data Fusion ließen sich dann die Resultate der thermografischen Prüfung mit denen einer gleichzeitigen Wirbelstrommessung verifizieren.

[279] Vgl. Grenier u. a. 2010, S. 361

A. Der Emissionsgrad und seine Abhängigkeiten

Einleitend werden die allgemeinen Zusammenhänge zwischen den einzelnen Strahlungsgrößen erläutert. Danach erfolgt die detaillierte Darlegung der Abhängigkeiten am Beispiel des Emissionsgrades. Diese Beschreibungen bilden eine Grundlage, um genauer auf die optischen Eigenschaften von Metallen einzugehen.
Besonders an Aluminium weist der Emissionsgrad nur sehr geringe Werte auf. Deshalb nähern sich die infraroten Oberflächeneigenschaften des Materials denen eines idealen Spiegels (siehe Tab. 2.7 auf S. 28) an. Werden solche Proben thermografisch geprüft, stammt ein Großteil der gemessenen Strahldichte nicht vom Objekt selbst. Stattdessen handelt es sich um reflektierte Umgebungsstrahlung. Dieser Sachverhalt macht eine thermografische Messung nahezu unmöglich. Demzufolge werden in diesem Kapitel speziell für Aluminium Einflussgrößen identifiziert, deren Änderung einen positiven Effekt auf den Emissions- und auch auf den Absorptionsgrad haben.

Zusammenhänge zwischen Strahlungsgrößen

Die Temperaturstrahlung ist von mehreren Faktoren abhängig. Neben dem Wellenlängenbereich muss beim Strahlungsaustausch ebenfalls die Richtungsverteilung im Raum Beachtung finden. Diese doppelte Relation führt zur quantitativen Beschreibung anhand von vier physikalischen Strahlungsgrößen.

Gerichtete spektrale Größen dienen der detaillierten Beschreibung von Richtungs- und Wellenlängenverteilung der Strahlungsenergie. Sie sind theoretisch und experimentell nur schwer bestimmbar.

Hemisphärische spektrale Größen fassen die Strahlung aller Richtungen des Halbraums über einem Flächenelement zusammen und hängen von der Wellenlänge ab.

Gerichtete Gesamtgrößen beschreiben die Strahlungsenergie des gesamten Wellenlängenbereiches, da sie nur von der Richtung des Halbraumes abhängen.

Hemisphärische Gesamtgrößen fassen die Strahlung aller Wellenlängen und Richtungen zusammen und vermitteln somit keine Information über die spektrale Verteilung und Richtungsabhängigkeit der Strahlung.[280]

[280] Vgl. Baehr und Stephan 2008, S. 587–613

Da zwischen den vier Größen definierte Beziehungen existieren, kann der gerichtete spektrale Wert als Fundamentalgröße angesehen werden. Aus ihm sind mittels Integration über alle Winkel des Halbraums, Integration über alle Wellenlängen (0 bis ∞) bzw. Integration über beide unabhängige Variablen die weiteren Größen ermittelbar. Diese Zusammenhänge sind am Beispiel des Emissionsgrades in Tab. A.1 veranschaulicht.[281]

Tabelle A.1.: Zusammenhang zwischen den vier Größen des Emissionsgrades

Gerichteter spektraler Emissionsgrad

$$\epsilon_{\lambda}^{'}(\lambda,\beta,\theta,T) := \frac{L_{\lambda}(\lambda,\beta,\theta,T)}{L_{\lambda}^{\mathrm{BB}}(\lambda,T)}$$

Vergleich der spektralen Strahldichte L_{λ} mit der des schwarzen Körpers

↙ ↘

Hemisphärischer spektraler Emiss. | **Gerichteter Gesamt-Emiss.**

$$\epsilon_{\lambda}(\lambda,T) := \frac{M_{\lambda}(\lambda,T)}{M_{\lambda}^{\mathrm{BB}}(\lambda,T)}$$

$$= \frac{1}{\pi} \int_{\frown} \epsilon_{\lambda}^{'}(\lambda,\beta,\theta,T)\ \cos\beta\ d\omega$$

$$\epsilon^{'}(\beta,\theta,T) := \frac{L(\beta,\theta,T)}{L^{\mathrm{BB}}(T)}$$

$$= \frac{\pi}{\sigma\ T^4}\ L(\beta,\theta,T) = \frac{1}{L^{\mathrm{BB}}(T)}$$

$$\int_0^{\infty} \epsilon_{\lambda}^{'}(\lambda,\beta,\theta,T)\ L_{\lambda}^{\mathrm{BB}}(\lambda,T)\ d\lambda$$

Vergleich der spektralen spezifischen Ausstrahlung $M_{\lambda}(\lambda,T)$ mit der des schwarzen Körpers

Vergleich der Strahldichte $L(\beta,\theta,T)$ mit der des schwarzen Körpers

↓ ↓

Hemisphärischer Gesamt-Emissionsgrad

$$\epsilon(T) := \frac{M(T)}{M^{\mathrm{BB}}(T)} = \frac{M(T)}{\sigma\ T^4}$$

$$= \frac{1}{M^{\mathrm{BB}}(T)} \int_0^{\infty} \epsilon_{\lambda}(\lambda,T)\ M_{\lambda}^{\mathrm{BB}}(\lambda,T)\ d\lambda \qquad = \frac{1}{\pi} \int_{\frown} \epsilon^{'}(\beta,\theta,T)\ \cos\beta\ d\omega$$

Vergleich der spezifischen Ausstrahlung $M(T)$ mit der des schwarzen Körpers

↓ jeder Pfeil entspricht einer Integration

[281] In Anlehnung an Baehr und Stephan 2008, S. 595, S. 626

Dabei wird eine Beziehung zu den Größen der Ausstrahlung hergestellt, für welche die gleichen Abhängigkeiten gelten. Ebenso haben die Regeln Gültigkeit für die Größen der Bestrahlung sowie den Reflexions-, Absorptions- und Transmissionsgrad. Hierbei gibt der Polar- bzw. Vertikalwinkel β den von der Flächennormalen ($\beta = 0°$) aus gemessenen Zenitwinkel an. Der Azimutwinkel θ beschreibt hingegen die horizontale Ausrichtung bei willkürlicher Lage des Nullwertes.[282]

Der Emissionsgrad von Metallen und speziell von Aluminium

Metalle zählen zu den stark absorbierenden bzw. optisch dichten Stoffen. Daher findet an ihnen keine Transmission statt, sondern die einfallende Strahlung wird reflektiert oder in geringen Schichtdicken des Mikrometerbereiches absorbiert.[283] Somit entfällt der Transmissionsanteil der allgemeinen Strahlungsbilanz 2.6 gemäß Tab. 2.7. Abhängig ist der Emissionsgrad von diversen Parametern, welche Umgebungsbedingungen und Materialeigenschaften betreffen. Die erste Gruppe beinhaltet *physikalische Randbedingungen*:

Die Temperatur

Der Emissionsgrad von Metallen mit glänzenden Oberflächen ist besonders niedrig und reagiert nahezu temperaturproportional. Im Bereich von 0 °C bis 100 °C nimmt er typischerweise Werte von 0,02 bis 0,20 an. Unterschiede zwischen den Metallen existieren dabei hinsichtlich der Relation zur Wellenlänge. So steigt der Emissionsgrad von Aluminium unabhängig von der Wellenlänge mit der Temperatur stets an. Diese Charakteristik zeigt Abb. A.1[284], in welcher der temperaturabhängige Emissionsgrad bei senkrechtem Strahleinfall in Relation zur Wellenlänge aufgetragen ist. Für Eisen hingegen trifft das beschriebene Verhalten nicht zu und ein steigender oder fallender Verlauf steht in Zusammenhang mit der Wellenlänge.

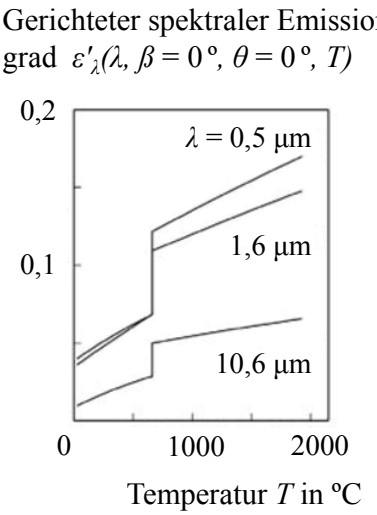


Abbildung A.1.: Temperaturabhängiger Emissionsgrad von Aluminiumwerkstoffen[284]

Daneben existiert die Stoffgruppe der nichtmetallischen Werkstoffe, zu denen beispielsweise Beton oder organische Materialien zählen.

[282] Nähere Informationen zu Vertikal- und Azimutwinkel siehe Baehr und Stephan 2008, S. 592
[283] Vgl. Eckert 1966, S. 214–215
[284] In Anlehnung an Hügel und Graf 2009, S. 126–127

Sie weisen ein grundsätzlich differenziertes Verhalten auf. Bei ihnen liegt der Emissionsgrad meist im Bereich von 0,90 bis 0,98 und ist von der Temperatur relativ unabhängig.

Der Wellenlängenbereich

Auch bei der Abhängigkeit des Emissionsgrades von der Wellenlänge ist eine prinzipielle Unterscheidung in Nichtleiter und Leiter sinnvoll. Das entsprechende Verhalten veranschaulicht Diagramm A[285] der Abb. A.2 für eine Temperatur von 0 °C. Eine Zunahme des hemisphärischen spektralen Emissionsgrades mit steigender Wellenlänge ist für die Oberfläche des eloxierten Aluminiums charakteristisch. Nach Glückert kann auch bei nichtleitenden Werkstoffen meist eine leichte Zunahme beobachtet werden.[286] Hingegen besteht bei leitenden Materialien wie poliertem oder handelsüblichem Aluminium eine entgegengesetzte Tendenz.

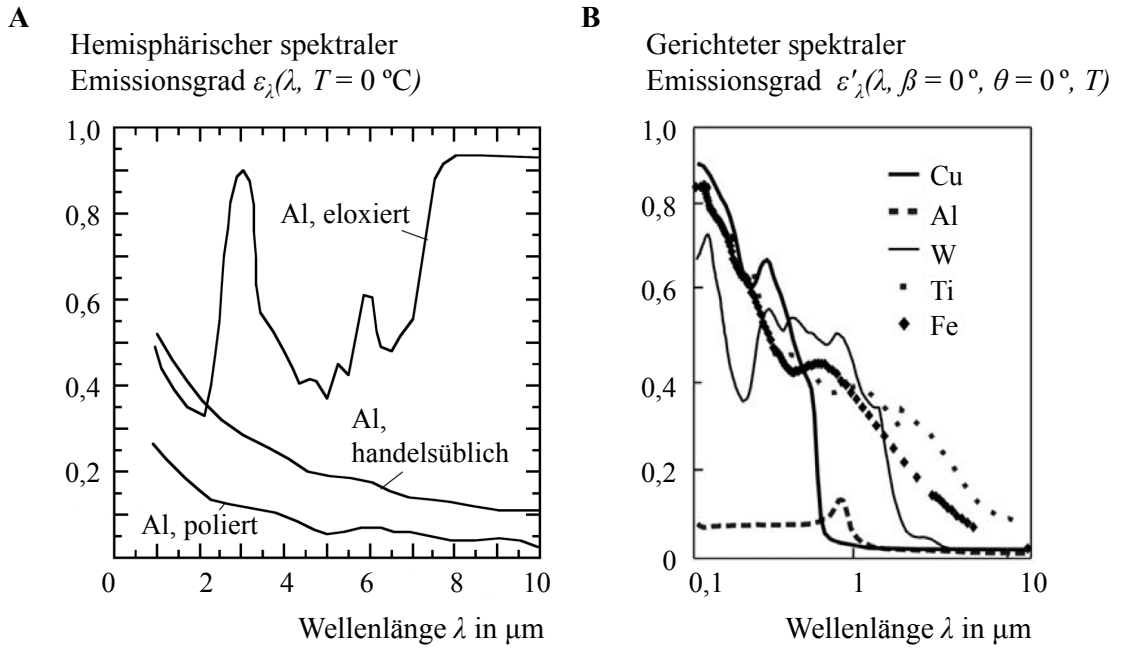


Abbildung A.2.: **A**: Wellenlängenabhängiger Emissionsgrad von Aluminiumoberflächen[285]
B: Wellenlängenabhängiger Emissionsgrad verschiedener Metalle[287]

Für technisch bedeutende Metalle präsentiert Bild B[287] der Abb. A.2 die Abhängigkeit des Emissionsgrades von der Wellenlänge bei senkrechtem Strahleinfall. In dem Diagramm mit logarithmisch aufgeteilter Abszisse sinkt der Emissionsgrad der betrachteten Materialien mit steigender Wellenlänge. Besonders auffällig ist ein starker Abfall bei Kupfer und weiteren Edelmetallen im sichtbaren Bereich von 0,36 µm - 0,78 µm (siehe Abb. 2.4 auf

[285] In Anlehnung an Whitaker 1977
[286] Vgl. Glückert 1992, S. 37
[287] In Anlehnung an Hügel und Graf 2009, S. 126

S. 26). Hingegen besitzt Aluminium einen Peak bei 0,80 µm und ansonsten im gesamten Wellenlängenausschnitt einen sehr niedrigen gerichteten spektralen Emissionsgrad.

Allerdings stellen die beiden Originaldiagramme der Abb. A.2 ursprünglich den Absorptionsgrad auf der Ordinate dar. Somit sind die Werte nur korrekt, wenn als Maßgabe das Kirchhoff'sche Strahlungsgesetz gemäß S. 29 gilt. Für die Gleichsetzung von $\alpha_\lambda(\lambda, T)$ mit $\varepsilon_\lambda(\lambda, T)$ bzw. $\varepsilon'_\lambda(\lambda, \beta, \theta, T)$ ist zusätzlich eine diffus strahlende Oberfläche Voraussetzung, welche aber bei metallischen Werkstoffen nicht in allen Fällen gegeben ist.[288] Da es sich hierbei jedoch nur um geringfügige Abweichungen handelt, kann anhand der Verläufe trotzdem eine Tendenz aufgezeigt werden. Aus dem Sachverhalt lässt sich auch der Unterschied beim direkten Vergleich der beiden Diagramme erklären.

Weiterhin muss beachtet werden, dass der hemisphärische spektrale Emissionsgrad die gesamte in den Halbraum emittierte Strahlungsleistung zu Grunde legt. Sie kann aufgrund der im folgenden Punkt beschriebenen Winkelabhängigkeit größer sein als die des gerichteten spektralen Emissionsgrades. Anhand von Messwerten bestätigt Eckert diese Aussage für walzblankes Aluminium und gibt einen Wert von 1,26 für das Verhältnis von hemisphärischem ($\epsilon = 0{,}049$) zu gerichtetem ($\epsilon' = 0{,}039$) Emissionsgrad bei einem Polarwinkel von 0 ° und einer Temperatur von 170 °C an.[289] Der Vergleich wird allerdings erschwert, da Hügel die Eigenschaften der untersuchten Aluminiumprobe nicht genauer beschreibt. Somit muss ein kongruenter Oberflächenzustand angenommen werden.[290]

Der Winkel zur Flächennormalen

Elektrisch nichtleitende Werkstoffe besitzen über einen weiten Betrachtungswinkel gleichmäßig hohe Emissionsgrade von über 0,8. Erst bei Polarwinkeln über 80 ° kommt es zu einem signifikanten Absinken der Werte, weshalb das *Lambert'sche Kosinusgesetz* näherungsweise gilt. Bei den leitenden Materialien sind aufgrund der Wellendämpfung erheblich kleinere Angaben zu erwarten. Allerdings steigen die geringen Zahlen des richtungsabhängigen Emissionsgrades mit wachsendem Polarwinkel β an. Ursache dafür ist die Zunahme des parallel polarisierten Strahlungsanteils.

Rechnerisch kann dies mit der Drude'schen Hypothese belegt werden, welche eine Vereinfachung der elektromagnetischen Wellentheorie ist. Sie gilt bei Wellenlängen größer 5 µm und kleinem elektrischen Widerstand ρ_r. Danach nimmt der gerichtete spektrale Emissionsgrad bei Polarwinkeln über 75 ° ein ausgeprägtes Maximum an, womit das Lambert'sche Kosinusgesetz bei Metallen nicht erfüllt ist.[291] Bei weiter steigendem Polarwinkel fällt dieser Emissionsgrad wieder ab, bevor er sich gegen 90 ° dem Nullwert nähert. Die beschriebe-

[288] Vgl. Verein Deutscher Ingenieure 2006, Ka 6 oder Baehr und Stephan 2008, S. 628–640
[289] Vgl. Eckert 1966, S. 231 und Oertel 1997, S. 29–30, insbesondere Tabelle 9
[290] Vgl. Hügel und Graf 2009, S. 126
[291] Vgl. Baehr und Stephan 2008, S. 634–637

ne Winkelabhängigkeit der Metalle stellt Abb. A.3[292] dar. Sie wurde mittels praktischer Messungen qualitativ bestätigt. Dabei beziehen sich die Werte auf walzblankes Aluminiumblech. Jedoch ist der Abfall auf einen derart kleinen Winkelbereich beschränkt, dass er von Eckert als nicht messbar angegeben wird.[292]

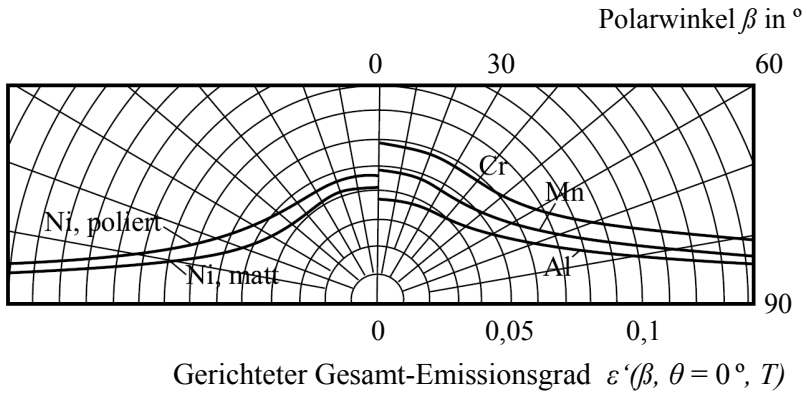


Abbildung A.3.: Richtungsverteilung der Wärmestrahlung von blanken Metallen[292]

Weitere Quellen beschäftigen sich ebenfalls mit den optischen Eigenschaften der Metalle. So veranschaulichen die Diagramme der Abb. A.4[293] den Effekt der starken Winkelabhängigkeit speziell für blanke Aluminiumoberflächen.

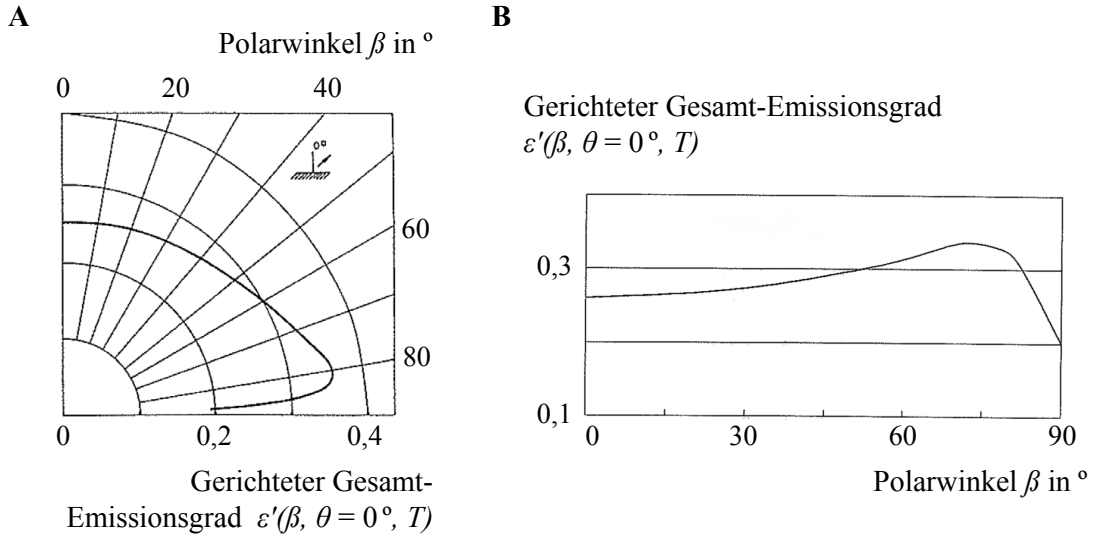


Abbildung A.4.: Emissionsgrad von Al in Abhängigkeit vom Betrachtungswinkel[293]

[292] In Anlehnung an Eckert 1966, S. 229–230
[293] In Anlehnung an Glückert 1992, S. 37, S. 81

Beim Vergleich von Abb. A.3 und Abb. A.4 fällt auf, dass sich die Größenordnung der Werte für den gerichteten Gesamt-Emissionsgrad relativ stark unterscheidet. Da die untersuchten Oberflächen aber nicht genauer spezifiziert sind, muss der Sachverhalt so akzeptiert werden.

In die zweite Gruppe der *werkstofftechnischen Parameter* lassen sich die folgenden beiden Abhängigkeiten einordnen:

Oberflächenqualität
Bei der Oberflächenqualität von Metallen kann zwischen poliert - aufgerauht und blank - oxidiert unterschieden werden. Mit der Rauigkeit steigt auch der Emissionsgrad, da es vermehrt zu Mehrfachreflexionen an mikroskopischen Vertiefungen kommt. Dies wird auch Hohlraumeffekt genannt. Weiterhin ist der Emissionsgrad bei vorhandener Oxidschicht sehr viel größer. Während blankes Aluminium einen Emissionsgrad von bis zu 0,2 aufweist, kann durch die definierte Oxidschicht des eloxierten Aluminiums dieser Wert bis auf über 0,8 ansteigen. Das geschilderte Verhalten kann dem Diagramm A der Abb. A.2 entnommen werden. Aber auch die Einwirkung von Umweltfaktoren beeinflusst den Emissionsgrad. So kommt es im zeitlichen Verlauf durch Verwitterung, Alterung der Oberfläche, Ablagerungen oder Verschmutzungen zu Veränderungen.[294]

Chemische Zusammensetzung
Emissionsgrade blanker Metalllegierungen sind stark von der chemischen Zusammensetzung abhängig. Üblicherweise steigt er mit einer wachsenden Anzahl an Legierungselementen. Weiterhin können der Gefügezustand sowie eine veränderte Zusammensetzung und Struktur der Oberflächenschichten aufgrund chemischer oder thermischer Materialbehandlung einen Einfluss auf den Emissionsgrad haben.[295]

[294] Vgl. Glückert 1992, S. 36–37
[295] Vgl. Oertel 1997, S. 11, S. 96

Literaturverzeichnis

Abele und Hölscher 2012

Abele, E. ; Hölscher, R.: *Patent EP 2 418 044: Durch induktive Erwärmung gestützte Materialbearbeitung, insbesondere Zerspanen von Titanlegierungen oder Materialien mit vergleichbar geringem Wärmeleitfaktor.*
171

Abidin 2010

Abidin, I. M. Z.: *Modelling and experimental investigation of eddy current distribution for angular defect characterisation.* Newcastle, University, Dissertation, 2010
159

Albendea u. a. 2010

Albendea, P. ; Madruga, F. J. ; Cobo, A. ; López-Higuera, J. M.: *Signal to noise ratio (SNR) comparison for pulsed thermographic data processing methods applied to welding defect detection.* Québec, 2010
116

Almond u. a. 2000

Almond, D. P. ; Ball, R. J. ; Dillenz, A. ; Busse, G. ; Krapez, J. C. ; Galmiche, F. ; Maldague, X.: *Round Robin comparison II of the capabilities of various thermographic techniques in the detection of defects in carbon fibre composites.* Québec, 2000
195

ASA 2013

ASA ; Trafobau GmbH (Hrsg.): *Hystereseverluste: Physikalische Fakten.*
145

Baehr und Stephan 2008

Baehr, H. D. ; Stephan, K.: *Wärme- und Stoffübertragung.* 6. Auflage. Berlin : Springer Verlag, 2008. – ISBN 978–3–54087688–5
76, 87, 92, 280, 281, 282, 288, 291

Bamberg u. a. 1999

Bamberg, J. ; Erbeck, G. ; Zenzinger, G.: EddyTherm: Ein Verfahren zur bildgebenden Rißprüfung metallischer Bauteile. In: *ZfP-Zeitung* (1999), Nr. 68, S. 60–62
157

Barber u. a. 2007

Barber, J. P. ; Cravens, R. C. ; Challita, A.: *Patent US 7 202 450: Induction Coil Design for Portable Induction Heating Tool.*
162

Barden u. a. 2007

Barden, T. J. ; Almond, D. P. ; Pickering, S. G. ; Morbidini, M. ; Cawley, P.: Detection of impact damage in CFRP composites by thermosonics. In: *Nondestructive Testing and Evaluation* 22 (2007), Nr. 2-3, S. 71–82
196

Bastuck u. a. 2012

Bastuck, M. ; Griebsch, J. ; Valeske, B.: *Neuartige Einsatzmöglichkeiten der Hochfrequenz-Ultraschallprüfung für die Überwachung und schnelle Optimierung der Schweißnahtqualität beim Laserschweißen von ultrahochfesten Karosseriestählen (22MnB5).* Graz, 2012
2, 54

Bauer und Aderhold 2005

Bauer, N. ; Aderhold, J.: *Vision.* Bd. 8: *Leitfaden zur Wärmefluss-Thermographie: Zerstörungsfreie Prüfung mit Bildverarbeitung.* Erlangen : Fraunhofer-Allianz Vision, 2005. – ISBN 3–8167–6754–0
78, 100

Baumann u. a. 2005

Baumann, J. ; Netzelmann, U. ; Bilgram, R. ; Hierl, T. ; Carl, V. ; Schubach, H. R. ; Zenzinger, G.: *Untersuchungen zu aktiven thermographischen Prüfmethoden zur Absicherung von Hochleistungsfertigungsverfahren: Ergebnisse eines BMBF-Projekts: Vortrag 57.* Rostock, 2005
184

Bautze u. a. 2011

Bautze, T. ; Zösch, A. ; Kuhl, M.: Laserschweißen mit höchster Qualität bei reduzierter Leistung: Forschungsergebnisse aus der Innovationsallianz Green Carbody Technologies. In: *Laser Technik Journal* (2011), Nr. 6, S. 29–33
34, 56, 114, 183, 209

Benkowsky 1990

Benkowsky, G.: *Induktionserwärmung: Härten, Glühen, Schmelzen, Löten, Schweißen; Grundlagen und praktische Anleitungen für Induktionserwärmungsverfahren, insbesondere auf dem Gebiet der Hochfrequenzerwärmung.* 5. Auflage. Berlin : Verlag Technik, 1990. – ISBN 3–341–00813–6
142, 148, 212, 215, 237, 259

Bernhard 2014

Bernhard, Frank (Hrsg.): *Handbuch der Technischen Temperaturmessung.* 2. Auflage. Berlin and Heidelberg : Springer Verlag, 2014. – ISBN 978–3–642–24506–0
84, 230, 251

Beyer 1995

Beyer, E.: *Schweißen mit Laser: Grundlagen.* Berlin : Springer Verlag, 1995 (Laser in Technik und Forschung). – ISBN 3540526749
12

Biju u. a. 2009

Biju, N. ; Ganesan, N. ; Krishnamurthy, C. V. ; Balasubramaniam, K.: Frequency optimization for eddy current thermography. In: *NDT&E International* (2009), Nr. 42, S. 415–420
163

Bohm 2013

Bohm, J.: *Patent DE 10 2012 111 706: Anordnung und Verfahren für induktiv angeregte Thermografie.*
179

Bohm u. a. 2013

Bohm, J. ; Meier, K. ; Wolter, K. J.: Induktionsthermografie zur zerstörunsgfreien Rissprüfung an Leiterplatten-Vias: Induction Thermography for Non-Destructive Crack Testing of Printed Circuit Board Vias. In: *Plus* 01 (2013), Nr. 15, S. 162–170
168

Boritu u. a. 2011

Boritu, A. ; Anghel, V. ; Constantin, N. ; Găvan, M. ; Pascu, A.: Nondestructive inspection of composite structures using active ir-thermography methods. In: *U.P.B. Scientific Bulletin* 73 (2011), Nr. 1, S. 71–84
194

Breitenstein u. a. 2010

Breitenstein, O. ; Langenkamp, M. ; Warta, W.: *Springer series in advanced microelectronics*. Bd. 10: *Lock-in thermography: Basics and use for evaluating electronic devices and materials*. 2. Auflage. Heidelberg and New York : Springer Verlag, 2010. – ISBN 978–3–642–02416–0

98

Brink 2004

Brink, A. N.: *Einsatz der Impuls-Thermografie zur quantitativen zerstörungsfreien Prüfung im Bauwesen*. Berlin, Technische Universität, Dissertation, 2004

95

Brinkmann 1998

Brinkmann, J.: *Beitrag zur prozessintegrierten Qualitätsprüfung mittels Thermographie für den Aluminiumkokillenguss*. Hannover, Universität, Dissertation, 1998

93

Bühler 2008

Bühler, G.: Wirbelstromverluste in Litzleitern. In: Institut für elektrische Maschinen, Antriebe und Bahnen (Hrsg.): *Jahresbericht 2008*. Braunschweig, 2008, S. 26–32

144

Carl und Zenzinger 2005

Carl, V. ; Zenzinger, G.: *Automatische Rissprüfung mit induktiv angeregter Thermografie: Vortrag 58*. Rostock, 2005

160, 218, 220

de Carvalho 2011

Carvalho, P. A. V. O.: *Detection of Multiple Low-Energy Impact Damage in Composites Plates Using Lamb Wave Technique*. Lissabon, Technische Universität, Dissertation, 2011

24, 26, 27, 59, 62, 274

Cawley 2006

Cawley, P.: *Inspection of Composites - Current Status and Challenges*. 2006

97

Davies und Simpson 1979

Davies, J. ; Simpson, P.: *Induction Heating Handbook*. London : McGraw Hill Higher Education, 1979. – ISBN 0–07–084515–8

144

Deutsch u. a. 2005

Deutsch, W. K. ; Schulte, P. ; Joswig, M. ; Kattwinkel, R.: *Automatisierte Ultraschallprüfung geschweißter Rohre.*

2, 53

DGZfP 2013

DGZfP ; Deutsche Gesellschaft für zerstörungsfreie Prüfung (Hrsg.): *BC 3 - Grundkursus Stufe 3: Grundlagenkenntnisse - ZfP Anwendungen - Regelwerke - Neuere Verfahren: Schulungsunterlagen.*

33, 35, 38, 83, 86

Dilger 2008

Dilger, K.: *EFB-Forschungsbericht*. Bd. 287: *Einsatz der Thermografie zur zerstörungsfreien Prüfung von Clinchverbindungen*. Hannover : Europ. Forschungsgesellschaft für Blechverarbeitung e.V, 2008. – ISBN 978–3–86776–321–9

169

Dillenz u. a. 1999

Dillenz, A. ; Busse, G. ; Wu, D.: Ultrasound lock-in thermography: feasibilities and limitations. In: *Proc. of SPIE* (1999), Nr. 3827, S. 1–6

198

Dillenz und Spiessberger 2013

Dillenz, A. ; Spiessberger, C.: *Ultraschallangeregte Thermografie zur Erkennung von Materialschäden in CFK*. Meitingen, 2013

124

DIN 54 190-1 2004

DIN 54 190-1: *Zerstörungsfreie Prüfung - Thermografische Prüfung - Teil 1: Allgemeine Grundlagen.*

88

DIN 54 190-2 2011

DIN 54 190-2: *Zerstörungsfreie Prüfung - Thermografische Prüfung - Teil 2: Geräte.*

82

DIN 65 561 1991

DIN 65 561: *Luft- und Raumfahrt - Faserverstärkte Kunststoffe - Prüfung von multidirektionalen Laminaten - Bestimmung der Druckfestigkeit nach Schlagbeanspruchung.*
250

DIN EN 14 610 2005

DIN EN 14 610: *Schweißen und verwandte Prozesse - Begriffe für Metallschweißprozesse.*
10

DIN EN 473 2008

DIN EN 473: *Zerstörungsfreie Prüfung - Qualifizierung und Zertifizierung von Personal der zerstörungsfreien Prüfung - Allgemeine Grundlagen.*
257

DIN EN 6038 1996

DIN EN 6038: *Luft- und Raumfahrt - Faserverstärkte Kunststoffe - Prüfverfahren; Bestimmung der Restdruckfestigkeit nach Schlagbeanspruchung.*
30

DIN EN ISO 13 919-1 1996

DIN EN ISO 13 919-1: *Elektronen- und Laserstrahlschweißverbindungen - Leitfaden für Bewertungsgruppen für Unregelmäßigkeiten - Teil 1: Stahl.*
15, 20

DIN EN ISO 6603-2 2002

DIN EN ISO 6603-2: *Kunststoffe - Bestimmung des Durchstoßverhaltens von festen Kunststoffen - Teil 2: Instrumentierter Schlagversuch.*
247

DIN EN ISO 6946 2008

DIN EN ISO 6946: *Bauteile - Wärmedurchlasswiderstand und Wärmedurchgangskoeffizient - Berechnungsverfahren.*
231, 258

Döring 2011

Döring, D.: *Luftgekoppelter Ultraschall und geführte Wellen für die Anwendung in der Zerstörungsfreien Werkstoffprüfung.* Stuttgart, Universität, Dissertation, 2011
71, 273

Dreyer 2004

Dreyer, R.: *Magnetwerkstoffe für technische Anwendungen: Weichmagnetische Ferritwerkstoffe.*

146, 261

Eckert 1966

Eckert, E. R. G.: *Einführung in den Wärme- und Stoffaustausch.* 3. Auflage. Berlin and Heidelberg : Springer Verlag, 1966

283, 289, 292

Ehrenstein 2006

Ehrenstein, G. W.: *Faserverbund-Kunststoffe: Werkstoffe, Verarbeitung, Eigenschaften.* 2. München [u.a.] : Hanser Verlag, 2006. – ISBN 3–446–22716–4

22

Eichler und Eichler 2006

Eichler, J. ; Eichler, H. J.: *Laser: Bauformen, Strahlführung, Anwendungen.* 6. Auflage. Berlin and Heidelberg : Springer Verlag, 2006. – ISBN 3–540–30149–6

11, 12

Fahrenwaldt und Schuler 2012

Fahrenwaldt, H. J. ; Schuler, V.: *Praxiswissen Schweißtechnik.* Dordrecht : Springer Verlag, 2012. – ISBN 978–3–8348–1523–1

36, 37

Ferroxcube 2008a

Ferroxcube: *Data Sheet: 3C90 - Material specification.*

229, 232

Ferroxcube 2008b

Ferroxcube: *Data Sheet: 3F3 - Material specification.*

232

Ferroxcube 2008c

Ferroxcube: *Data Sheet: 3F4 - Material specification.*

232

Fouad und Richter 2009

Fouad, N. A. ; Richter, T.: *Leitfaden Thermografie im Bauwesen - Theorie, Anwendungsgebiete, praktische Umsetzung.* Stuttgart : Fraunhofer IRB Verlag, 2009. – ISBN 978–3–8167–7669–7

81, 249, 253

Frauenhofer 2010

Frauenhofer, M.: *Schnellhärtung struktureller Verbundklebungen mittels elektromagnetischer Wechselfelder.* Braunschweig, Technische Universität, Dissertation, 2010

151, 152

Getto und Wilhelm 2011

Getto, S. ; Wilhelm, T.: *Thermografie im Bauwesen: Qualitätssicherung stahlfaserverstärkter Betonbauteile.* Stuttgart, 2011

168

Gevatter und Grünhaupt 2006

Gevatter, H. J. (Hrsg.) ; Grünhaupt, U. (Hrsg.): *Handbuch der Mess- und Automatisierungstechnik in der Produktion.* 2. Auflage. Berlin : Springer Verlag, 2006. – ISBN 3–540–21207–8

1, 32

Gleiter 2011

Gleiter, A.: *Mess- und Auswertemethoden für die dynamische Thermografie.* Stuttgart, Universität, Dissertation, 2011

77, 125, 198

Glückert 1992

Glückert, U.: *Erfassung und Messung von Wärmestrahlung: Eine praktische Einführung in die Pyrometrie und Thermographie.* München : Franzis Verlag, 1992 (Franzis-Einführung). – ISBN 3–7723–6292–3

286, 293, 294

Göbel 2007

Göbel, G.: *Erweiterung der Prozessgrenzen beim Laserstrahlschweißen heißrissgefährdeter Werkstoffe.* Dresden, Technische Universität, Dissertation, 2007

149

Götschel u. a. 2012

Götschel, S. ; Weiser, M. ; Maierhofer, C. ; Richter, R.: *Data Enhancement for Active Thermography.* Neapel, 2012

113

Grenier u. a. 2010

Grenier, M. ; Ibarra-Castanedo, C. ; Luneau, F. ; Bendada, H. ; Maldague, X.: Development of a field concentrator coil by finite element modeling for power efficiency optimization in eddy current thermography inspection. In: *Review of Quantitative Nondestructive Evaluation* (2010), Nr. 29, S. 361–368

164, 279

Grote 2005

Grote, K. H. (Hrsg.): *Dubbel: Taschenbuch für den Maschinenbau.* 21. Auflage. Berlin : Springer Verlag, 2005. – ISBN 3–540–22142–5

8, 75, 79, 80, 145, 236

Häberle 2012

Häberle, J.: *Studie zu CFK-Bauweisen im Automobilbau.*

57, 61, 69

Haepp und Hopf 2006

Haepp, H. J. ; Hopf, B.: Anforderungen an ein zukünftiges Qualitätssicherungssystem beim Laserschweißen mit dem Remote-Welding-Verfahren. In: *Laser Magazin* (2006), Nr. 4, S. 11–14

44

Harris 2003

Harris, B.: *Fatigue in composites: Science and technology of the fatigue response of fibre-reinforced plastics.* Boca Raton and Fla and Cambridge and U.K : CRC Press and Woodhead, 2003. – ISBN 978–1–85573–608–5

23

He u. a. 2012a

He, Y. ; Pan, M. ; Luo, F.: Defect characterisation based on heat diffusion using induction thermography testing. In: *Review of Scientific Instruments* 104702 (2012), Nr. 83

165

He u. a. 2012b

He, Y. ; Tian, G. ; Pan, M. ; Chen, D. ; Luo, F.: *Signal Reconstruction and Feature Extraction of Pulsed Eddy Current Thermography for Aerospace Composites.* Durban and South Africa, 2012

111, 208

Hierl 2011

Hierl, T.: Laser welding & heat flux thermography: High-performance methods complementing each other. In: *Laser Technik Journal* 8 (2011), Nr. 3, S. 54–57

182

Hönl u. a. 2013

Hönl, F. ; Kraska, M. ; Rathmann, J. ; Kühner, P.: *Induktive Puls-Thermografie in Reflexionsanordnung.* Stuttgart, 2013

154, 225, 254, 255, 263

Hübner u. a. 2009

Hübner, S. ; Fuchs, T. ; Hassler, U.: Multimodale Defektvisualisierung an Faserverbundwerkstoffen. In: *Lightweight Design* (2009), Nr. 4 / 5, S. 62–66

201

Hügel und Graf 2009

Hügel, H. ; Graf, T.: *Laser in der Fertigung: Strahlquellen, Systeme, Fertigungsverfahren.* 2. Auflage. Wiesbaden : Vieweg+Teubner Verlag / GWV Fachverlage GmbH Wiesbaden, 2009 (Fertigung). – ISBN e978–3–8351–0005–3

284, 287, 290

Ibarra-Castanedo 2005

Ibarra-Castanedo, C.: *Quantitative Subsurface Defect Evaluation by Pulsed Phase Thermography: Depth Retrieval with the Phase.* Québec, Université Laval, Dissertation, 2005

101, 118

IDEA 2011

IDEA: *Produktübersicht - Induktionserwärmungsanlagen.*

246

IFF 2009

IFF: *Gerätetechnik - Induktionstechnik der Zukunft: Übersicht Induktionsgeneratoren.*

170, 242, 244

InfraTec 2004

InfraTec: *Einführung in Theorie und Praxis der Infrarot-Thermografie.*
90

Kaschke Components 2008

Kaschke Components: *Impederkerne für induktives HF-Schweißen.*
226, 228, 233

Kiran Kumar u. a. 2008

Kiran Kumar, C. N. ; Krishnamurthy, C. V. ; Maxfield, B. W. ; Balasubramaniam, K.: Tone burst eddy-current thermography (TBET). In: *Review of Quantitative Nondestructive Evaluation* (2008), Nr. 27, S. 544–551
166, 220

Klein u. a. 2012

Klein, M. ; Herzog, T. ; Hillmann, S. ; Schulze, M. ; Larchenko, O. ; Heuer, H.: Neue Möglichkeiten zur Charakterisierung und Defekterkennung in Dünnschichtsystemen und Kohlefaserverbundwerkstoffen mittels hochfrequenter Wirbelstromprüfung. In: *Galvanotechnik* (2012), Nr. 10, S. 2128–2143
72, 74, 272

Kleineberg u. a. 2011

Kleineberg, M. ; Ströhlein, T. ; Danilov, M. ; Niemann, S. ; Opitz, M.: *Produktionsprozessbeschleunigung durch neue Technologien mit erhöhter Flexibilität und Genauigkeit: Induktionsgestütztes Preforming.* Hamburg, 2011
5, 153, 155, 262

Kochan 2011

Kochan, A.: *Untersuchungen zur zerstörungsfreien Prüfung von CFK-Bauteilen für die fertigungsbegleitende Qualitätssicherung im Automobilbau.* Dresden, Technische Universität, Dissertation, 2011
24, 26, 28, 36, 37, 58, 61, 63, 69, 70, 123, 192, 269, 273

Kogel-Hollacher u. a. 2006

Kogel-Hollacher, M. ; Müller-Borhanian, J. ; Nicolay, T.: Methoden der Prozessüberwachung und Qualitätssicherung beim Laserstrahlfügen: Vorteile der Kombination verschiedener Sensortechniken. In: *Laser Magazin* (2006), Nr. 05, S. 6–8
47

Koyama u. a. 2011

Koyama, K. ; Hoshikawa, H. ; Hirano, T.: *Investigation of Impact Damage of Carbon Fiber-Reinforced Plastic (CFRP) by Eddy Current Non-Destructive Testing.* Quebec, 2011

64, 73

Kramer und Mühlbauer 2002

Kramer, C. (Hrsg.) ; Mühlbauer, A. (Hrsg.): *Praxishandbuch Thermoprozess-Technik.* Essen : Vulkan, 2002. – ISBN 3–8027–2922–6

239, 240, 241

Kraska u. a. 2013

Kraska, M. ; Hönl, F. ; Rathmann, J.: *Patent DE 10 2012 008 531: Verfahren zur zerstörungsfreien Prüfung einer Fügeverbindung eines Bauteils mittels Induktions-Thermografie und Anordnung zur Durchführung des Verfahrens.*

216, 217

Kraska u. a. 2014

Kraska, M. ; Hönl, F. ; Rathmann, J.: *Patent DE 10 2012 022 104: Verfahren und Anordnung zum zerstörungsfreien Prüfen von Fügeverbindungen und Materialdefekten in Bauteilen mittels Induktions-Thermografie.*

278

Kremer 1984

Kremer, K. J.: Das Therm-O-Matic-Verfahren: Ein neues Prüfverfahren für die Online-Prüfung von Knüppeln und Rundstahl auf Oberflächenfehler. In: *Sie & Wir* (1984), Nr. 14, S. 1–4

6, 156

Krüger und Mook 2005

Krüger, M. ; Mook, G.: *Schadensdetektion adaptiver CFK-Piezokeramik-Verbunde mit Hilfe der Scanning Laser Vibrometrie.* Rostock, 2005

31

Krüger 1994

Krüger, U.: *Testing Methods for Welded Joints.*

51

Kuhl 2011

Kuhl, M.: *Qualitätsbewertung von Laserschweißnähten auf Grundlage von Pre-, In- und Postprozessmessverfahren.* Chemnitz, Technische Universität, Dissertation, 2011
13, 17, 18, 41, 43, 55

Küpfmüller u. a. 2013

Küpfmüller, K. ; Mathis, W. ; Reibiger, A.: *Theoretische Elektrotechnik: Eine Einführung.* 19. Auflage. Berlin : Springer Verlag, 2013. – ISBN 978–3–642–37939–0
136, 137, 139, 140

Kupke u. a. 2001

Kupke, M. ; Schulte, K. ; Schüler, R.: Non-destructive testing of FRP by d.c. and a.c. electrical methods. In: *Composites Science and Technology* (2001), Nr. 61, S. 837–847
150

Lange 1997

Lange, R.: *Zur Wirbelstromprüfung von kohlefaserverstärkten Kunststoffen.* Magdeburg, Otto-von-Guericke-Universität, Dissertation, 1997
73

Li 2012

Li, X.: *Eddy Current Techniques for Non-destructive Testing of Carbon Fibre Reinforced Plastic (CFRP).* Manchester, University, Dissertation, 2012
74, 128

Libin u. a. 2012

Libin, M. N. ; Balasubramaniam, K. ; Krishnamurthy, C. V. ; Engelbart, R.: Tone Burst Eddy Current Thermography for estimation of corrosion defects in aircraft components. In: *Review of Progress in Quantitative Nondestructive Evaluation* (2012), S. 425–432
165

Lienig und Brümmer 2014

Lienig, J. ; Brümmer, H.: *Elektronische Gerätetechnik: Grundlagen für das Entwickeln elektronischer Baugruppen und Geräte.* Berlin und Heidelberg : Springer Verlag, 2014. – ISBN 978–3–642–40961–5
235

van der Linden und Scheuren 2012

Linden, A. van d. ; Scheuren, F.: *COMSOL Schulung - Das AC / DC Modul.*
221, 222, 223, 224

Lugin 2007

Lugin, S.: *Algorithms for efficient and quantitative non-destructive testing by pulsed thermography.* Saarbrücken, Universität des Saarlandes, Dissertation, 2007
111

Maaß 2001

Maass, M.: *Bestimmung von richtungsabhängigen Werkstoffeigenschaften und Rissverläufen mit dem Wirbelstromprüfverfahren.* Dortmund, Universität, Dissertation, 2001
180

Mahler 2013

Mahler, G.: *Thermografische Lasernahtprüfung von Mehrblech-Verbindungen im Automobil-Karosseriebau.* 2013
182

Maierhofer u. a. 2014

Maierhofer, C. ; Myrach, P. ; Röllig, M. ; Steinfurth, H.: *Validation of active thermography techniques for the characterization of CFRP structures.* 2014
4, 122, 189, 193

Maierhofer u. a. 2012

Maierhofer, C. ; Rieschel, M. ; Myrach, P. ; Steinfurth, H. ; Röllig, M.: *Validierung der Blitzthermografie zur zerstörungsfreien Prüfung von Faserverbundmaterialien.* Augsburg, 2012
110, 189

Maldague 2001

Maldague, X. P. V.: *Theory and practice of infrared technology for nondestructive testing.* New York and NY : Wiley, 2001 (Wiley series in microwave and optical engineering). – ISBN 0471181900
104, 118, 122

Marinetti u. a. 2004

Marinetti, S. ; Grinzato, E. ; Bison, P. G. ; Bozzi, E. ; Chimenti, M. ; Pieri, G. ; Salvetti, O.: Statistical analysis of IR thermographic sequences by PCA. In: *Infrared Physics & Technology* (2004), Nr. 46, S. 85–91
116

Menner 2013

Menner, P.: *Zerstörungsfreie Prüfung von modernen Werkstoffen mit dynamischen Shearografie-Verfahren.* Stuttgart, Universität, Dissertation, 2013
59

Menner u. a. 2012

Menner, P. ; Holtmann, N. ; Busse, G.: *ZfP mit wirbelstromangeregter Lockin-Thermografie und Lockin-Shearografie.* Augsburg, 2012
178, 206

Meola u. a. 2004

Meola, C. ; Carlomagno, G. M. ; Squillace, A. ; Giorleo, G.: The use of infrared thermography for nondestructive evaluation of joints. In: *Infrared Physics & Technology* (2004), Nr. 46, S. 93–99
184

Mickel 2011

Mickel, P. M.: *Methode zur Eigenschaftsdarstellung von Laserstrahlschweißnähten im Karosseriebau.* Dresden, Technische Universität, Dissertation, 2011
19, 40, 52, 210

Mohr 2013

Mohr, F.: *Zerstörungsfreie Prüfung an CFK-Bauteilen mittels induktionsangeregter Lockin-Thermografie.* Berlin, Technische Universität, Masterarbeit, 2013
277

Mook 2001

Mook, G.: *Zerstörungsfreie Charakterisierung von carbonfaserverstärkten Kompositen mit Hilfe des Wirbelstromverfahrens.* Berlin, 2001
72, 134

Mook 2012

Mook, G.: *Wirbelstromprüfung von CFK.* Augsburg, 2012
9

Mooshofer u. a. 2009

Mooshofer, H. ; Goldammer, M. ; Heine, W. ; Rothenfusser, M. ; Bass, J. ; Lombardo, E. ; Vrana, J.: *Induktionsthermographie zur automatischen Prüfung von Generatorkomponenten.* Münster, 2009

160, 174

Netzelmann u. a. 2002

Netzelmann, U. ; Walle, G. ; Karpen, W. ; Meyendorf, N. ; Rösner, H. ; Becker, D. ; Banjan, P. ; Schneider, H. ; Sester, M.: *Impulsthermographie - Grundlagen und Anwendungsüberblick.* Franken, 2002

102

Niederstadt 1985

Niederstadt, G.: *Kontakt und Studium.* Bd. 167: *Leichtbau mit kohlenstoffaserverstärkten Kunststoffen.* Sindelfingen : expert Verlag, 1985. – ISBN 3816900410

133

Nuding 2009

Nuding, M.: MF-Umrichtertechnologie zur Vereinfachung induktiver Erwärmprozesse: Medium-frequency converter systems simplify inductive heating. In: *elektrowärme international* (2009), Nr. 1, S. 24–26

243

Oertel 1997

Oertel, H.: *Entwicklung eines Messsystems und Bestimmung spektraler Emissionsgrade von Metallen für die Berechnung der Strahlungswärmeübertragung und die Pyrometrie in wärmetechnischen Anlagen.* Clausthal, Technische Universität, Dissertation, 1997

289, 295

Olympus 2013

Olympus: *OmniScan MX2: Neu definierter Standard für die Phased-Array-Prüfung: Best.-Nr.:920-257-De Rev. B.*

252

Oswald-Tranta 2008

Oswald-Tranta, B.: *Thermo-induktive Prüfung von metallischen Teilen.* St. Gallen, 2008

158, 219

Pan u. a. 2012

Pan, M. ; He, Y. ; Tian, G. ; Chen, D. ; Luo, F.: Defect characterisation using pulsed eddy current thermography under transmission mode and NDT applications. In: *NDT&E International* (2012), Nr. 52, S. 28–36
65, 207

Pfeifer 2012

Pfeifer, M. (Hrsg.): *InnoCat4News: Energiemanagement im Karosseriebau.* Automobil Produktion, 2012 (12)
14

Pfitzner u. a. 2008

Pfitzner, D. ; Hesse, T. ; Magg, W.: *Patent WO 2008 / 145 237: Method for Detecting Faults at a Weld Seam During Laser-Welding Process.*
48

Philips Components 1999

Philips Components: *Data Sheet: E64 / 10 / 50 - Planar E cores.*
227

Polimeno und Almond 2009

Polimeno, U. ; Almond, D. P.: *A compact thermosonic inspection system for the inspection of composites.* Edingburgh, 2009
197

Poprawe 2005

Poprawe, R.: *Lasertechnik für die Fertigung: Grundlagen, Perspektiven und Beispiele für den innovativen Ingenieur.* Berlin : Springer Verlag, 2005 (VDI-Buch). – ISBN 3–540–21406–2
49

Puck 1996

Puck, A.: *Festigkeitsanalyse von Faser-Matrix-Laminaten: Modelle für die Praxis.* München and Wien : Hanser Verlag, 1996. – ISBN 3–446–18194–6
23

PV 6719 2008

PV 6719: *Laserstrahlschweißen an Stählen - I-Naht und Kehlnaht am Überlappstoß - 2- und Mehrblechschweißen.*
16, 21

Reh und Engler 2001

Reh, G. ; Engler, A.: Optimierung induktiver Bauelemente mit der Finiten Elemente Analyse. In: Fraunhofer (Hrsg.): *SIMPLORER Workshop: Simulation in der Antriebstechnik und Automobiltechnik*, 2001, S. 197–208
143

Riegert 2007

Riegert, G.: *Induktions-Lockin-Thermografie - ein neues Verfahren zur zerstörungsfreien Prüfung.* Stuttgart, Universität, Dissertation, 2007
7, 89, 109, 121, 132, 167, 187, 205, 266, 275

Riegert u. a. 2005

Riegert, G. ; Keilig, T. ; Aoki, R. ; Drechsler, K. ; Busse, G.: *Schädigungscharakterisierung an NCF-Laminaten mittels Lockin-Thermografie und Bestimmung der CAI-Restfestigkeit.* Stuttgart, 2005
4, 26, 66, 192, 270

Salzgitter Flachstahl 2012

Salzgitter Flachstahl ; Salzgitter Flachstahl GmbH (Hrsg.): *Datenblatt HX340LAD.*
248

Schmidt 2012

Schmidt, A.: *Transformatoren und Spulen: Übersetzung des englischen Originals: M. Ludens - Transformers and coils.* `http://www.mikrocontroller.net/articles/Transformatoren_und_Spulen`.
234

Schmidt und Wilhelm 2011

Schmidt, W. ; Wilhelm, T.: *Kombinierter Einsatz von aktiver Thermografie und digitaler Shearografie zur Verbesserung des Defektnachweises.* Stuttgart, 2011
202

Schneider und Behrens 2014

Schneider, G. ; Behrens, T.: Induktiv Bearbeiten. In: *Automobil Industrie* 59 (2014), Nr. 3, S. 62–63
171

Schuster und Kolobrodov 2012

Schuster, N. ; Kolobrodov, V. G.: *Infrarotthermographie.* Wiley-VCH Verlag, 2012. – ISBN 3–527–40509–7

91

Seidel u. a. 2009

Seidel, M. ; Friedrich, G. ; Zösch, A. ; Strobach, T.: *Qualitätssicherung beim Schweißen von Mg-Knetlegierungen.* Dresden, 2009

42, 56, 209

Sekelja 2011

Sekelja, J.: *Zerstörungsfreie Prüfung polymerer Verbundwerkstoffe mittels aktiver Thermographie.* 2011

99

Shao und Yan 2005

Shao, J. ; Yan, Y.: Review of techniques for On-line Monitoring and Inspection of Laser Welding. In: *Journal of Physics* (2005), Nr. 15, S. 101–107

45

Shepard 2010

Shepard, S.: *Patent US 7 724 925: System for Generating Thermographic Images Using Thermographic Signal Reconstruction.*

115

Shepard u. a. 2004

Shepard, S. M. ; Lhota, J. R. ; Ahmed, T. ; Kim, H. ; Yarlagadda, S ; Gillespie, J. W. J. ; USAF (Hrsg.): *Induction-based Thermographic Inspection of Composites: Development of NDE Technique with Induction Heating and Thermography on Conductive Composite Materials.*

203, 276

Siemer 2010

Siemer, U.: *Einsatz der Thermografie als zerstörungsfreies Prüfverfahren in der Automobilindustrie: Entwicklung einer Ingenieurplattform.* Saarbrücken, Universität des Saarlandes, Dissertation, 2010

25, 39, 96, 256

Simpson 1960

Simpson, P. G.: *Induction Heating: Coil and System Design.* Mc Graw-Hill Book Company, 1960

173

Spiessberger 2012

Spiessberger, C.: *Merkmalsanalyse mit thermischen Wellen in der zerstörungsfreien Werkstoff- und Bauteilprüfung.* Stuttgart, Universität, Dissertation, 2012

105, 106, 107, 119, 127, 200, 268

Šrajbr 2014

Šrajbr, C.: *Zerstörungsfreie Prüfung von Fügeverbindungen mit Induktions-Puls-Phasen-Thermografie.* Braunschweig, Technische Universität, Dissertation, 2014

7, 177, 188, 265, 267

Šrajbr u. a. 2011

Šrajbr, C. ; Dilger, K. ; Dehaan, S. ; Lammel, C. ; Dillenz, A.: *Zerstörungsfreie Prüfung von Fügeverbindungen mit Induktions-Puls-Phasen-Thermografie.* Stuttgart, 2011

175, 176, 186

Šrajbr u. a. 2012

Šrajbr, C. ; Dillenz, A. ; Dilger, K.: Einsatz der Induktionsthermografie in der Fertigung: Klebschichtfehler zerstörungsfrei aufspüren. In: *adhäsion* (2012), Nr. 7-8, S. 22–25

186

Stegemann 2010

Stegemann, D.: *Der Einsatz von Wirbelströmen für die zerstörungsfreie Werkstoffprüfung.* 1. Düsseldorf : DVS Media, 2010. – ISBN 3871556017

130

Stößel u. a. 2001

Stössel, R. ; Krohn, N. ; Busse, G.: *Luftultraschalluntersuchungen an Nichtmetallischen Werkstoffen.* Berlin, 2001

71

Swiss Composite 2010

Swiss Composite ; Suter-Kunststoffe AG (Hrsg.): *Faserverbund-Werkstoffdaten: info.* `www.swiss-composite.ch/pdf/i-Werkstoffdaten.pdf`.

8

Thermosensorik 2007

Thermosensorik: Alles fließt: Wärmeflussthermographie als zerstörungsfreies Prüfverfahren. In: *MessTec & Automation* (2007), Nr. 10, S. 42–43

3, 181

Thiel 2005

Thiel, S.: *Seminar Digitale Signalverarbeitung: Diskrete Fourier-Transformation.*

117

Tober und Henrich 2001

Tober, G. ; Henrich, R.: *ZfP an laserstrahlgeschweißten Flugzeugrumpfschalen aus Aluminium.* Berlin, 2001

46

Tober 2006

Tober, S.: *Möglichkeiten und Grenzen der Infrarot-Thermografie bei der Untersuchung des Rad-Schiene-Kontakts.* Wien, Technische Universität, Diplomarbeit, 2006

94

Traxler und Thanner 2011

Traxler, G. ; Thanner, P.: Automatisierte Wärmefluss-Prüfungen in der Stahlindustrie. In: Sackewitz, M. (Hrsg.): *Leitfaden zur Wärmefluss-Thermographie* Bd. 12. 2011. – ISBN 978–3–8396–0234–8, S. 65–69

85, 161

Tsoi und Rajic 2011

Tsoi, K. A. ; Rajic, N. ; DSTO Defence Science and Technology Organisation (Hrsg.): *Non-destructive Evaluation of Aircraft Structural Components and Composite Materials at DSTO Using Sonic Thermography.*

67, 190

Tsopelas und Siakavellas 2007

Tsopelas, N. ; Siakavellas, N. J.: Performance of circular and square coils in electromagnetic-thermal non-destructive inspection. In: *NDT&E International* (2007), Nr. 40, S. 12–28

219

Verein Deutscher Ingenieure 2006

Verein Deutscher Ingenieure: *VDI - Wärmeatlas.* 10. Auflage. Berlin und Heidelberg : Springer Verlag, 2006 (VDI Buch). – ISBN 3–540–25504–4

288

Viets 2000

Viets, R.: *Analyse von Wärmebildern zur Prozessüberwachung von Gießverfahren.* Hannover, Universität, Dissertation, 2000
93

Vrana 2008

Vrana, J.: *Grundlagen und Anwendung der aktiven Thermographie mit elektromagnetischer Anregung: Induktions- und Konduktionsthermographie.* Saarbrücken, Universität des Saarlandes, Dissertation, 2008
6, 103, 129, 131, 135, 138, 141, 147, 204, 260, 264, 275

Walle u. a. 2011

Walle, G. ; Stumm, C. ; Valeske, B. ; Netzelmann, U.: *Nachweis verdeckter rissartiger Fehlstellen mittels induktiv angeregter Thermografie.* Bremen, 2011
219

Walter und Gerardo 2011

Walter, J. ; Gerardo, C.: Using Numerical Methods to Design and Control Heating Induction Systems. In: Grundas, S. (Hrsg.): *Advances in Induction and Microwave Heating of Mineral and Organic Materials.* Rijeka : InTech, 2011. – ISBN 978–953–307–522–8, S. 101–124
211, 213, 214

Whitaker 1977

Whitaker, S.: *Fundamental principles of heat transfer.* New York : Pergamon Press, 1977. – ISBN 0–08–017866–9
285

Wu 1996

Wu, D.: *Lockin-Thermographie für die zerstörungsfreie Werkstoffprüfung und Werkstoffcharakterisierung.* Stuttgart, Universität, Dissertation, 1996
108, 118, 119, 120

Zettner u. a. 2003

Zettner, J. ; Spellenberg, B. ; Hierl, T. ; Haller, M. ; Lenzi, T.: *Wärmefluss-Prüfung zur Qualitätssicherung von Schweißverbindungen in der Automobilindustrie.* 2003
3, 181

Zhao u. a. 2008

Zhao, S. ; Zhang, C. ; Li, Y. ; Duan, Y.: *Finite Element simulation and Experimental verification of Infrared Thermal Wave Non-destructive Inspection for the Defects in Welded Joint.* Shanghai, 2008

185

Ziehm 2010

Ziehm, H.: *Untersuchung der Schadensausbreitung an dynamisch belastetem CFK mittels zerstörungsfreier Prüfung.* Hamburg, Hochschule für angewandte Wissenschaften, Bachelorarbeit, 2010

29, 60, 68, 191, 271

Zinn und Semiatin 1998

Zinn, S. ; Semiatin, S. L.: Coil design and fabrication: baisc design and modification. In: *Heat Treating* (1998), Nr. June, S. 32–41

172

Zöcke 2009

Zöcke, C. M.: *Quantitative analysis of defects in composite material by means of optical lockin thermography.* Saarbrücken, Universität des Saarlandes, Dissertation, 2009

126, 199

Zombo u. a. 2007

Zombo, P. J. ; Shannon, R. E. ; Rothenfusser, M. ; Goldammer, M. ; Homma, C. ; Baumann, J.: *Patent WO 2007 / 145 677: Hand Held Magnetic Induction Thermography System.*

162

Zubert u. a. 2010

Zubert, B. ; Gühmann, C. ; Gigengack, T. ; Esser, G.: Thermografie beim Kleben: Ein Verfahren zur Fusion von thermografischen Repräsentationen. In: Puente León, F. (Hrsg.) ; Heizmann, M. (Hrsg.): *Forum Bildverarbeitung.* Karlsruhe : KIT Scientific Publishing, 2010. – ISBN 978–3–86644–578–9, S. 205–216

112

Zürn u. a. 2008

Zürn, M. ; Diehl, T. ; Class, R.: Maßstäbe bei der Achsfertigung: Automatisierte Prüfung und Optimierung von MAG-Schweißnähten. In: *Intelligenter Produzieren* (2008), Nr. 03, S. 20–21

50

Abbildungsverzeichnis

2.1. Schematische Schweißnaht mit unterschiedlichen Fehlerarten 8
2.2. Schweißnaht mit Falschem Freund 9
2.3. Typische sukzessive Schadensausbreitung eines Impacts in CFK 11
2.4. Einordnung der infraroten Spektralbereiche in das Strahlungsspektrum . . . 26
2.5. Strahlungsbilanz 27
2.6. Planck'sche Strahlungsspektren für verschiedene Temperaturen 30
2.7. Einteilung der dynamischen Thermografieverfahren 31
2.8. Ablaufschema der Puls Thermografie in Transmission und Reflexion 35
2.9. Ablaufschema der Puls-, Puls-Phasen- und Lock-In Thermografie 37
2.10. Prinzipskizze der Optischen Lock-In Thermografie 45
2.11. Induktionsprinzip mit geltenden Gesetzmäßigkeiten 46
2.12. Leitfähiger Halbraum 51
2.13. Materialabhängige Wirbelstromeindringtiefe als Funktion der Frequenz . . . 54
2.14. Prinzipskizze zu Oberflächenstromdichte und Flächenstrom 56
2.15. Prinzip der Wirbelstrom- und Hystereseverluste als Funktion der Frequenz 59
2.16. Wirbelstrompfad und Ersatzschaltbild der induktiven Anregung von CFK . 60
2.17. Verfahren der induktionsangeregten Thermografie 61
2.18. Typische Spulengeometrien 64
2.19. Spulengeometrie zum induktiven Randschichthärten bzw. IPT als Volumenheizung zur Rissprüfung 65
2.20. Handelsübliche Induktoren des IFF EW100 66
2.21. Thermogramme handelsüblicher Spulenbauformen des IFF EW100 66
2.22. Simulationsmodell des Induktors IS-0126 67
2.23. Spulengeometrien für die IPT als Flächenheizung 68

3.1. Ersatzmodell der Induktionserwärmung ferromagnetischer Materialien . . . 77
3.2. Theoretische Entwicklung des Streifeninduktors aus Spule mit U-Kern . . . 79
3.3. Prinzipskizze des Streifeninduktors 79
3.4. Mathematisches Ersatzmodell des Induktors mit idealisiertem Magnetfluss . 80
3.5. Skizze der Prüfanordnung und Simulationsmodell des Streifeninduktors . . 86
3.6. Simulationsstudie zur Ermittlung der optimalen Spulenhöhe 89
3.7. Simulationsstudie zur Ermittlung der optimalen Frequenz 90
3.8. Simulationsstudie zur Ermittlung der optimalen Anregungsdauer 90

3.9. Simulationsstudie zum Abstand zwischen Induktorunterkante und Probe . . 91
3.10. Simulationsstudie zu horizontaler Verschiebung der Probe 91
3.11. Simulationsstudie zu vertikaler Verschiebung der Probe 92
3.12. Simulationsmodell des MF-Induktors am Lochgitter 93

4.1. Prinzip des Zwischenkreis-Umrichters 98
4.2. Foto des IFF EW100 mit Diagramm zur Frequenz- und Pulsweitenmodulation 99
4.3. Prinzipschaltbild des zwangsgeführten Umrichters IFF EW100 100
4.4. Foto des IDEA HS10 mit Schaltbild des Lastkreises 102
4.5. Versuchsaufbau 104
4.6. Fotos zweier exemplarischer Schweißproben 105
4.7. Versuchsaufbau zur IPT an Schweißnähten mit robotergeführtem Prüfkopf . 106
4.8. Fotos des Schlagkörpers und einer exemplarischen CFK Impact Probe . . . 107
4.9. Versuchsaufbau zur IPT an Impacts mit robotergeführtem Prüfkopf 108
4.10. Verwendetes Phased-Array Ultraschallprüfgerät und 10 MHz Prüfkopf . . . 111

5.1. Temperaturhub des MF- und HF-Induktors am un- / geschwärzten Stahlblech bei Variation der induktiven Pulsdauer 114
5.2. Temperaturhub des MF- und HF-Induktors am geschwärzten Aluminiumblech bei Variation der Anregungszeit 115
5.3. Temperaturhub des MF- und HF-Induktors an ungeschwärzter CFK Probe bei Variation der induktiven Pulsdauer 116
5.4. Temperaturhub des HF-Induktors am un- / geschwärzten Stahlblech bei Variation von Anregungszeit und Maximalstrom 117
5.5. Temperaturhub des HF-Induktors an ungeschwärzter CFK-Probe bei Variation von Anregungszeit und Maximalstrom 117
5.6. Waagerechtes und senkrechtes Temperaturprofil bei IPT am geschwärzten Stahlblech zum Ende der Anregungszeit 118
5.7. Temperaturprofil bei IPT am geschwärzten Bohrungsblech aus Stahl zum Ende der Anregungszeit 119
5.8. Temperaturverläufe bei IPT am geschwärzten Lochblech 119
5.9. Temperaturverläufe bei IPT am geschwärzten Lochgitter 120
5.10. Temperaturverläufe bei IPT an einer bereichsweise angebundenen Laserstrahlschweißnaht 121
5.11. Vergleich der Temperaturverläufe bei IPT an einer bereichsweise angebundenen Laserstrahlschweißnaht für den un- und geschwärzten Zustand 122
5.12. IPPT an defektbehafteter Schweißprobe SP-FF-Fe-1 123
5.13. IPPT an fehlerfreier Schweißprobe SP-FF-Fe-2 124
5.14. IPPT an fehlerfreier Schweißprobe SP-FF-Fe-5 125
5.15. IPPT an defektbehafteter Schweißprobe SP-FF-Fe-6 125
5.16. IPT an CFK Impactprobe Imp-CFK-Gew bei steigender Anregungszeit . . 126

5.17. IPT an Impact 2 der Imp-CFK-Gel-A.1 bei variierender Induktorausrichtung 127
5.18. Temperaturverläufe bei IPT an Impact 2 der Imp-CFK-Gel-A.1 unter 0 ° . 127
5.19. Schliffbild eines 10 J Impacts an 2 mm dicker CFK Platte 137
5.20. Schliffbild eines 10 J Impacts an 4 mm dicker CFK Platte 142
5.21. Schliffbild eines 20 J Impacts an 4 mm dicker CFK Platte 145
5.22. IPT an der Einschlagseite der Probe Imp-CFK-Gel-E.4 unter 45 ° 146
5.23. IPPT an Probe Imp-CFK-Gel-A.1 unter variierender Induktorausrichtung . 146
5.24. IPPT an der Einschlagseite der Probe Imp-CFK-Gel-E.4 unter 0 ° 147
5.25. IPPT an der Einschlagseite der Probe Imp-CFK-Gel-E.4 unter 45 ° 147

6.1. Vergleich der Temperaturhübe bei Variation der induktiven Pulsdauer zwischen Simulation und Messung 149
6.2. Heizleistungsvergleich des MF-Induktors am Stahlblech 161
6.3. Heizleistungsvergleich des MF-Induktors am Lochgitter 163

A.1. Temperaturabhängiger Emissionsgrad von Aluminium 182
A.2. Wellenlängenabhängiger Emissionsgrad von Aluminium und anderen Metallen 183
A.3. Richtungsverteilung der Wärmestrahlung von blanken Metallen 185
A.4. Emissionsgrad von Al in Abhängigkeit vom Betrachtungswinkel 185

Tabellenverzeichnis

2.1. Materialparameter ausgewählter Leichtbauwerkstoffe 6
2.2. Einflussfaktoren auf den Impactumfang 12
2.3. Eigenschaften der Standardverfahren zur zerstörungsfreien Prüfung 14
2.4. Arbeitszonen des Schweißprozesses mit ZfP-Verfahren und Prüfmerkmalen . 16
2.5. Referenzen bezüglich ZfP-Verfahren an impactgeschädigtem CFK 21
2.6. Bezeichnung der infraroten Spektralbereiche mit Wellenlängen 27
2.7. Idealisierte Strahlungsmodelle 28
2.8. Infrarote Detektorsysteme für Focal Plane Arrays 32
2.9. Wirkprinzip und Eigenschaften der einzelnen Anregungsverfahren 34
2.10. Eigenschaften von Transmissions- und Reflexionsanordnung 36
2.11. Eigenschaften von Puls- und Lock-In Thermografie 40
2.12. Gebräuchliche Auswertungsalgorithmen für Thermografiesequenzen 41
2.13. Eigenschaften handelsüblicher Induktorbauformen für den IFF-EW100 . . . 65

3.1. Geometrische Parameter des Simulationsmodelles 87
3.2. Physikalische Parameter des Simulationsmodelles 88

4.1. Angaben zum Mittelfrequenzbereich aus unterschiedlichen Quellen 97
4.2. Eigenschaften von Umrichtern nach der Art des Speichergliedes 98
4.3. Eigenschaften von Umrichtern mit Reihen- und Parallelschwingkreis 101
4.4. Aufbau der CFK Proben und Impactenergie 107
4.5. Messparameter der OLT an CFK Impactproben 110

5.1. Materialabhängige induktive und Ohm'sche Messwerte des MF-Induktors . 113
5.2. Prüfung der Probe Imp-CFK-Gel-A.1 130
5.3. Prüfung der Probe Imp-CFK-Gel-B.2 132
5.4. Prüfung der Probe Imp-CFK-Gel-C.2 133
5.4. Prüfung der Probe Imp-CFK-Gel-C.2 134
5.5. Prüfung der Probe Imp-CFK-Gel-D.2 135
5.5. Prüfung der Probe Imp-CFK-Gel-D.2 136
5.6. Prüfung der Probe Imp-CFK-Gel-C.4 138
5.6. Prüfung der Probe Imp-CFK-Gel-C.4 139
5.7. Prüfung der Probe Imp-CFK-Gel-D.4 140
5.7. Prüfung der Probe Imp-CFK-Gel-D.4 141

5.8. Prüfung der Probe Imp-CFK-Gel-E.4 143
5.8. Prüfung der Probe Imp-CFK-Gel-E.4 144

6.1. Vergleich der Temperaturhübe zwischen Simulation und Messung 149
6.2. Vergleich der resultierenden Induktivitäten des MF-Induktors 152
6.3. Materialauswirkungen auf das Ersatzmodell des MF-Induktors 153
6.4. Temperaturhub des Induktors an unterschiedlichen Materialproben 156
6.5. Materialabhängige Leistung und Temperatur des Induktors 159
6.6. Parametervergleich zur induktiven Thermografieprüfung von Schweißnähten 166
6.7. Detektierbarkeit von Impactschäden mittels verwendeter ZfP-Verfahren . . 170

A.1. Zusammenhang zwischen den vier Größen des Emissionsgrades 181

Publikationsliste

Vorträge

HÖNL, F.; KRASKA, M.; RATHMANN, J.; KÜHNER, P.: *Induktive Puls-Thermografie in Reflexionsanordnung.* Stuttgart, 2013 (Thermographie-Kolloquium)

Zeitschriftenartikel

ZUBERT, B.; HÖNL, F.; GÜHMANN, C.; RETHMEIER, M.: Informationsgehalt des schweißpunktabhängigen Emissionsgrades. In: *Materials Testing* 56 (2014), Nr. 2, S. 96-103

Patente

KRASKA, M.; HÖNL, F.; RATHMANN, J.: *Patent DE 10 2012 008 531: Verfahren zur zerstörungsfreien Prüfung einer Fügeverbindung eines Bauteils mittels Induktions-Thermografie und Anordnung zur Durchführung des Verfahrens.* 2013

KRASKA, M.; HÖNL, F.; RATHMANN, J.: *Patent DE 10 2012 022 104: Verfahren und Anordnung zum zerstörungsfreien Prüfen von Fügeverbindungen und Materialdefekten in Bauteilen mittels Induktions-Thermografie.* 2014

GIGENGACK, T.; HÖNL, F.; RATHMANN, J.: *Patent DE 10 2013 003 404: Verfahren und Prüfanlage zum zerstörungsfreien thermografischen Prüfen von Bauteilen auf innere und / oder Oberflächenfehler mittels Kaltluftanregung.* 2014

KRASKA, M.; HÖNL, F.; RATHMANN, J.: *Patent DE 10 2013 017 049: Verfahren und Vorrichtung zum zerstörungsfreien Prüfen einer Fügeverbindung wie einer Schweißnaht eines Bauteils auf Materialdefekte wie Risse mittels Induktions-Thermografie.* 2015