

**Entwicklung eines Prüfkonzeptes für thermomechanisch
hoch beanspruchte Bereiche von Zylinderköpfen und
numerische Abbildung der thermischen Belastungszyklen**

Dissertation

zur Erlangung des akademischen Grades

**Doktoringenieurin
(Dr.-Ing.)**

von

Dipl.-Ing. Vanessa Hammerschmidt

geboren am 28. November 1987 in Höxter

genehmigt durch die Fakultät für Maschinenbau
der Otto-von-Guericke-Universität Magdeburg

Gutachter: Prof. Dr.-Ing. habil. Dr. h.c. mult. Holm Altenbach
Prof. Dr.-Ing. habil. Thorsten Halle
Prof. Dr.-Ing. Thomas Seifert

Promotionskolloquium am 6. Juni 2018



Dieses Werk ist lizenziert unter einer Creative Commons Namensnennung -
Weitergabe unter gleichen Bedingungen 4.0 International Lizenz (CC BY-SA 4.0):
<https://creativecommons.org/licenses/by-sa/4.0/deed.de>

Vorwort

Die vorliegende Dissertation entstand im Rahmen meiner Tätigkeit als Doktorandin in der Forschungsabteilung für metallische Werkstoffe der Volkswagen AG in Wolfsburg und in Zusammenarbeit mit dem Institut für Mechanik der Otto-von-Guericke Universität Magdeburg sowie der Fakultät für Maschinenbau und Verfahrenstechnik der Hochschule Offenburg.

Herrn Professor Dr.-Ing. habil. Dr. h. c. mult. Holm Altenbach gilt mein besonderer Dank für die wissenschaftliche Betreuung und Unterstützung während meiner Doktorandenzeit. Durch viele fachliche Diskussionen, seine konstruktive Kritik und den mir gewährten Freiraum hat er maßgeblich zum Gelingen dieser Arbeit beigetragen.

Herrn Professor Dr.-Ing. Thomas Seifert danke ich außerordentlich für die zahlreichen Anregungen und wertvollen Hinweise während meiner gesamten Doktorandenzeit. Hierdurch hat er einen großen Beitrag zum Erfolg dieser Arbeit geleistet.

Bei Herrn Professor Dr.-Ing. habil. Thorsten Halle möchte ich mich für die Übernahme des Zweitgutachtens und die konstruktiven Hinweise am Ende meiner Doktorandenzeit bedanken.

Für die wissenschaftliche Freiheit und Unterstützung in Unternehmensangelegenheiten danke ich besonders Frau Dr.-Ing. Astrid Wollenberg. Ebenso bedanke ich mich herzlich bei Herrn Alejandro Javier Guirao Blank für die Betreuung dieser Arbeit und die Unterstützung im Labor. Mein Dank gilt ebenfalls Herrn Dr.-Ing. Sebastian Gierrh für sein offenes Ohr und die tatkräftige Unterstützung in allen gießereispezifischen Fragestellungen sowie Herrn Andreas Mannig und seinem Team für die Berechnung der Kokillenvarianten. Frau Dr.-Ing. Maria Glavatskikh danke ich für die zahlreichen CT-Aufnahmen und Herrn Tony Beier für die gute Zusammenarbeit im Labor. Herrn Dr.-Ing. Thomas Tassler danke ich für kreative Gedankenspiele und das Aufzeigen einer ganz anderen Sichtweise auf viele Dinge.

Der Firma TRIMET Automotive Holding GmbH in Harzgerode danke ich für die gemeinsame Durchführung der Gießreihen und der Firma Ansys für die Unterstützung bei Fragestellungen in Bezug auf das Berechnungsmodell.

Meine Eltern Manfred und Martina Willeke haben mir stets alle Wünsche erfüllt, mich in allen Lebenslagen motiviert und standen immer hinter mir. Hierfür bin ich ihnen sehr dankbar. Meine Geschwister Manuel und Ornella Willeke regen mich immer zu neuen Blickrichtungen an und geben mir stets so den notwendigen Ausgleich. Vielen Dank!

Meinem Ehemann Matthias gebührt mein ganz besonderer Dank, da er mich mit viel Rücksichtnahme, aktiver Unterstützung und gutem Feedback immer wieder motiviert.

Kurzfassung

Der Zylinderkopf erfährt im motorischen Betrieb wechselnde Betriebszustände mit überlagerten thermischen und mechanischen Belastungen. Diese induzieren aufgrund von inhomogenen Temperaturverteilungen und der Behinderung der Wärmeausdehnung an Querschnittsübergängen, besonders im Bereich der Ventilstege, thermomechanische Beanspruchungen und können zu einer Bauteilschädigung führen. Um das Bauteilverhalten unter Laborbedingungen zu untersuchen, wird in dieser Arbeit ein Prüfkonzept entwickelt, welches die Beanspruchungssituation im Ventilstegbereich realitätsnah abbildet. Hierfür wird eine Probenform entwickelt, die den geometrischen Randbedingungen eines Ventilsteges entspricht und das inhomogene Temperaturfeld aus dem motorischen Betrieb abbilden kann. Um die Übertragbarkeit des Probenversuchs zu gewährleisten, wird dessen Herstellungsprozess dahingehend optimiert, dass die Gefügeeigenschaften dem realen Bauteil entsprechen.

In einer Parameterstudie werden zunächst wichtige Einflussfaktoren auf die induktive Erwärmung der Versuchsprobe und die Prüfstandskomponenten untersucht. In einem Dauerversuch werden zyklische, thermische und mechanische Belastungen auf die Probe aufgebracht und der daraus resultierende Schädigungsgrad sowie der Rissfortschritt kontinuierlich dokumentiert. Weiterhin wird die induktiv erzeugte inhomogene thermische Belastung der Probe durch eine mehrstufige Simulationsprozesskette abgebildet, sodass sowohl die Einflussfaktoren auf das Prüfergebnis als auch das sich während der Prüfung einstellende Temperaturfeld numerisch abbildbar sind. Mit diesem Prüfkonzept können validierbare Untersuchungen unter realitätsnahen Bedingungen durchgeführt und die Beanspruchungssituation numerisch bewertet werden.

Abstract

The cylinder head is stressed by alternating operation states with superimposed thermal and mechanical loads during motor operation. These induce thermomechanical stresses by hindering the thermal expansion at cross-section transitions, especially in the valve area of the cylinder head and may result in component damage and function loss. In this thesis a testing concept is realised to evaluate the material behavior under realistic thermomechanical loads. Therefore, a specimen shape is developed that includes the geometric constraints of the valve region and can reproduce the inhomogenous temperature field of the motor operation. The manufacturing process is optimized to rebuild the structural properties of the material of a serial component and to ensure that the results can be transferred to the real system.

Initially, in a parameter study relevant factors for the inductive heating of the specimen and the test rig components are evaluated. Cyclical, thermomechanical loads are applied on the specimen during an endurance test meanwhile the damage state and the crack growth are documented continuously. Furthermore, the inductively induced inhomogeneous thermomechanical loads of the specimen are numerically modelled by a multilevel simulation chain. With this simulation influence factors can be quantified and the temperature field can be calculated during the test. With this testing concept, evaluable researches under realistic conditions can be conducted and numerically evaluated.

Inhaltsverzeichnis

| | |
|--|-------------|
| Abbildungsverzeichnis | III |
| Tabellenverzeichnis | VII |
| Symbolverzeichnis | VIII |
| Abkürzungsverzeichnis | X |
| 1 Einführung | 1 |
| 1.1 Motivation | 1 |
| 1.2 Zielsetzung | 3 |
| 1.3 Struktur der Arbeit | 3 |
| 2 Stand der Forschung | 5 |
| 2.1 Zylinderkopf | 5 |
| 2.1.1 Aufbau und Funktionen | 5 |
| 2.1.2 Anforderungen | 6 |
| 2.1.3 Gießverfahren | 8 |
| 2.2 Aluminiumgusslegierungen | 9 |
| 2.2.1 Physikalische Eigenschaften der Aluminiumgusslegierung AlSi10Mg(Cu) | 10 |
| 2.2.2 Legierungszusammensetzung und Einfluss der Elemente | 10 |
| 2.2.3 Metallkundliche Betrachtung | 15 |
| 2.2.4 Wärmebehandlung | 16 |
| 2.3 Thermische Belastung und Prüfkonzepte | 18 |
| 2.3.1 Folgen thermischer Belastung | 18 |
| 2.3.2 Erwärmungskonzepte für thermomechanische Beanspruchung | 22 |
| 2.3.3 Bestehende Untersuchungen zu thermomechanischer Ermüdung | 23 |
| 2.4 Grundlagen der induktiven Erwärmung | 28 |
| 2.4.1 Funktionsprinzip | 28 |
| 2.4.2 Wärmeübertragung | 30 |
| 2.4.3 Elektromagnetische Effekte | 33 |
| 2.4.4 Grundlagen für die Entwicklung eines Induktors | 38 |
| 2.5 Zusammenfassung der Grundlagen | 43 |
| 3 Simulationsprozesskette mit elementaren Prüfkompnenten | 44 |
| 3.1 Simulationsprozesskette der induktiven Erwärmung eines Prüfkörpers | 44 |
| 3.1.1 Elektromagnetisches Berechnungsmodell | 47 |

| | | |
|----------|--|------------|
| 3.1.2 | Thermisches Berechnungsmodell | 50 |
| 3.1.3 | Kopplung der Modelle zu einer skriptgesteuerten Prozesskette . . . | 52 |
| 3.2 | Anwendung der Simulationsprozesskette | 54 |
| 3.2.1 | Entwicklung der Probengeometrie | 54 |
| 3.2.2 | Entwicklung der Spulengeometrie | 56 |
| 3.3 | Zusammenfassung zur Simulationsprozesskette | 69 |
| 4 | Herstellung der Prüfkörper | 71 |
| 4.1 | Entwicklung einer Kokille zur Urformung der Prüfkörper | 71 |
| 4.1.1 | Gießverfahren | 71 |
| 4.1.2 | Anforderungen bei der Kokillenauslegung | 72 |
| 4.1.3 | Kokillenvarianten | 73 |
| 4.2 | Gießversuche | 82 |
| 4.2.1 | Vorversuche und Zielsetzung | 82 |
| 4.2.2 | Versuchsreihen und Ergebnisse | 83 |
| 4.3 | Werkstoffzustand und Festigkeitskennwerte | 91 |
| 4.3.1 | Wärmebehandlung | 91 |
| 4.3.2 | Festigkeitseigenschaften | 93 |
| 4.4 | Zusammenfassung zur Herstellung der Prüfkörper | 94 |
| 5 | Prüfaufbau für thermomechanische Untersuchungen | 95 |
| 5.1 | Anforderungen an den Prüfaufbau | 95 |
| 5.2 | Komponenten des Prüfaufbaus | 96 |
| 5.2.1 | Übersicht | 96 |
| 5.2.2 | Signifikante Einflussfaktoren | 104 |
| 5.3 | Validierung des transienten Temperaturfeldes | 111 |
| 5.3.1 | Vergleich zwischen Messung und Berechnung | 111 |
| 5.3.2 | Trendanalyse | 114 |
| 5.4 | Zusammenfassung zum Prüfaufbau | 116 |
| 6 | Untersuchungen unter thermomechanischer Beanspruchung | 118 |
| 6.1 | Randbedingungen der thermomechanischen Untersuchungen | 118 |
| 6.2 | TMF Versuch und Resultate | 123 |
| 6.3 | Vergleich der thermischen Belastungen aus Versuch und Simulation | 129 |
| 6.4 | Zusammenfassung zu den thermomechanischen Untersuchungen | 132 |
| 7 | Ergebnisdiskussion und Ausblick | 133 |
| 8 | Zusammenfassung | 136 |

Abbildungsverzeichnis

| | | |
|------|--|----|
| 1.1 | Zylinderkopf mit Kennzeichnung thermomechanisch hoch beanspruchter Bereiche und TMF Schadensbild | 2 |
| 2.1 | Schnittbild Zylinderkopf | 6 |
| 2.2 | Legierungsgruppen von Aluminium | 10 |
| 2.3 | Schematisches Zustandsdiagramm des Zweiphasensystems Al-Si | 11 |
| 2.4 | Gefügebilder aus der vierten Gießversuchsreihe | 14 |
| 2.5 | Schematische Darstellung von zwei Dendritenarmen im Längsschliff und neun Dendriten im Querschliff | 16 |
| 2.6 | Schematischer Temperaturverlauf einer Wärmebehandlung | 17 |
| 2.7 | Ausscheidungsphasen während der Warmauslagerung | 18 |
| 2.8 | Arten der Rissentstehung und -ausbreitung | 20 |
| 2.9 | Vier Arten, eine Probe thermomechanisch zu beanspruchen | 22 |
| 2.10 | Prüfaufbau zur Untersuchung der thermomechanischen Ermüdung | 24 |
| 2.11 | Vom Zylinderkopfventilsteg abgeleitete Versuchsprobe | 26 |
| 2.12 | Prüfstand während der Zugphase | 27 |
| 2.13 | Prinzipdarstellung einer stromdurchflossenen Spule und einer Probe mit den resultierenden Magnetfeldern | 29 |
| 2.14 | Darstellung der Ursache für den Skin Effekt | 33 |
| 2.15 | Schematische Darstellung der Eindringtiefe des Magnetfeldes in ein Werkstück und dazugehörige Stromdichteverteilung | 35 |
| 2.16 | Schematische Darstellung des Proximity Effekt Einflusses auf die Ausbreitung des magnetischen Feldes und des Stromausbreitungspfad bei entgegengesetzter und gleicher Stromflussrichtung | 36 |
| 2.17 | Nachbarschaftseffekt bei nicht symmetrischer Spulenanordnung mit resultierendem erwärmten Bereich und Wirbelstromverlauf | 37 |
| 2.18 | Stromflusspfad in der Spule sowie Wirkungsbereich im Werkstück und Veränderung des Stromflusspfades ohne und mit Konzentrador | 39 |
| 2.19 | Induktorarten und ihre Wirkungsweise auf Werkstücke: Innenfeldinduktor, Außenfeldinduktor und Flächeninduktor | 42 |
| 3.1 | Ablaufschema der Simulationsprozesskette mit entsprechender Datenübergabe während der Heizphase und während der Kühlphase | 46 |
| 3.2 | CAD-Ansicht des Induktors und des mit Spannbacken fixierten Probenkörpers | 47 |
| 3.3 | CAD-Ansicht des Modellaufbaus für die elektromagnetische Berechnung | 49 |

| | | |
|------|--|----|
| 3.4 | Ausschnitt der Versuchsprobe mit Einblick auf die Vernetzung im Probeninneren | 51 |
| 3.5 | Ventilstegnahe Prüfkörpervarianten | 55 |
| 3.6 | Ausprägung der berechneten magnetischen Feldstärke für zwei elektromagnetische Modelle | 57 |
| 3.7 | Berechnete magnetische Flussdichte in einem Modellausschnitt von Probe und Spule sowie von Probe, Spule und Konzentrator | 58 |
| 3.8 | Berechnete Verlustleistungsdichte Modellschnittansichten der Probe erzeugt durch einen Induktor ohne Konzentrator und mit Konzentrator . . | 59 |
| 3.9 | CAD-Modell der ersten Spulenvariante vor der Versuchsprobe | 60 |
| 3.10 | Simulierte Verlustleistungsdichte für Spulenvariante 1 | 61 |
| 3.11 | CAD-Modell der zweiten Spulenvariante vor der Versuchsprobe | 62 |
| 3.12 | Simulierte Verlustleistungsdichte für Spulenvariante 2 | 63 |
| 3.13 | CAD-Modell der dritten Spulenvariante vor der Versuchsprobe | 64 |
| 3.14 | Simulierte Verlustleistungsdichte für Spulenvariante 3 | 65 |
| 3.15 | CAD-Modell der vierten Spulenvariante vor der Versuchsprobe | 66 |
| 3.16 | Simulierte Verlustleistungsdichte für Spulenvariante 4 | 67 |
| 3.17 | Streuspannen und logarithmische Mittelwerte der Verlustleistungsdichteverteilungen im Prüfbereich der Probe für die vier Spulenvarianten . . | 69 |
| 4.1 | Formfüllsimulation des Gussteils der Kokillenvariante 1 zur Endzeit . . . | 74 |
| 4.2 | Größe des Dendritenarmabstandes im Gussteillängsschnitt für die Kokillenvariante 1 | 74 |
| 4.3 | Porosität im erstarrten Gussteil und Beschaffenheit des porösen Bereichs im Gussteillängsschnitt für die Kokille zum Gießen vieler Versuchsproben | 75 |
| 4.4 | Simulation der Formfüllung in Kokillenvariante 2 zu Beginn und am Ende des Gießprozesses | 76 |
| 4.5 | Simulation des DAS im Längs- und im Querschnitt des Gussteils in der Kokillenvariante 2 | 76 |
| 4.6 | Erstarrungstemperatur während der Füllsimulation in Kokillenvariante 4 | 78 |
| 4.7 | Gießeigenschaften und Analyse des Gussteils der Kokillenvariante 5: Erstarrung und Fließverhalten | 79 |
| 4.8 | Gießeigenschaften und Analyse des Gussteils der Kokillenvariante 5: Porosität und DAS | 80 |
| 4.9 | CAD-Modell einer Kokillenhälfte mit Probengeometrie im Gussteil angedeutet, Thermoelementpositionen und Einsatz mit Wasserkühlung . . | 81 |
| 4.10 | Versuchskokille mit montiertem Stahleinsatz | 81 |
| 4.11 | Geöffnete Kokille vor dem Ausformen des Gussteils, Dendritenarmabstände kokillenwandnah und in der Mitte des Gussteils im Querschnitt auf halber Gussteillänge | 83 |
| 4.12 | Unterschiedliche Varianten des Schlichteauftrags der Gießreihen 1, 3, 5 und 6 | 85 |
| 4.13 | Gefüge einer Stichprobe aus Gießreihe 1 | 86 |

| | | |
|------|---|-----|
| 4.14 | Gefüge einer Stichprobe aus Gießreihe 2 | 86 |
| 4.15 | Gefüge einer Stichprobe aus Gießreihe 3 | 87 |
| 4.16 | Demontierte Versuchskokille im geschichteten Zustand | 88 |
| 4.17 | Gefüge einer Stichprobe aus Gießreihe 4 | 89 |
| 4.18 | Gefüge einer Stichprobe aus Gießreihe 5 | 89 |
| 4.19 | Gefüge einer Stichprobe aus Gießreihe 6 | 90 |
| 4.20 | Gussteil mit eingezeichneten Trennpositionen, Auflageseite während der Wärmebehandlung und Entnahmelage der Zugstäbe | 92 |
| | | |
| 5.1 | CAD-Prüfaufbau auf der servohydraulischen Prüfmaschine und Prüfaufbau im Labor während eines Versuches | 97 |
| 5.2 | Prüfaufbau mit gekennzeichnetem Generatoraußenkreis, bestehend aus Transformator und Induktor | 98 |
| 5.3 | Einsatzbereiter Induktor vor Montage im Prüfaufbau | 99 |
| 5.4 | Prüfaufbau mit gekennzeichnetem Lineartrieb als Teil der höhenverstellbaren Positioniereinheit des Induktors | 100 |
| 5.5 | Prüfaufbau mit gekennzeichnetem Pyrometer sowie dem schematischen Aufbau eines Pyrometers | 101 |
| 5.6 | Prüfaufbau mit gekennzeichneter Luftkühlung | 102 |
| 5.7 | Prüfaufbau mit gekennzeichneten Kameras | 103 |
| 5.8 | Maßstab für die Risslängenbestimmung | 104 |
| 5.9 | Unterschiedlich genau gefertigte Induktoren und der berechnete Einfluss des Überstandes der Spule über dem Konzentrator auf die Temperaturentwicklung im Referenzmesspunkt auf der Probenfrontseite über der Zeit | 105 |
| 5.10 | Temperaturverläufe gemessen auf der Probenfrontseite bei einem konstantem Spulenstrom von 400 A und variierenden Abständen zwischen dem Induktor und der Probe | 107 |
| 5.11 | Aufsatz zum Positionieren der Spule vor der Probe | 107 |
| 5.12 | Temperaturverläufe gemessen mittels Pyrometer und Thermoelement für unterschiedliche Emissionsgrade auf einer unbeschichteten Probe | 108 |
| 5.13 | Einfluss unterschiedlicher Oberflächenbehandlungen und Beschichtungen auf die Strahlungseigenschaften von Aluminium | 109 |
| 5.14 | Temperaturverläufe gemessen mittels Pyrometer und Thermoelement für eine schwarz lackierte Probenoberfläche | 109 |
| 5.15 | Vergleich der Temperaturverläufe in T0 auf der Probenfrontseite für vier unterschiedliche Spulenstromstärken | 110 |
| 5.16 | Vergleich der Temperaturverläufe auf der Probenfrontseite in Messstelle T0 ohne Probenkühlung sowie mit 40°C und 80°C Kühlwassertemperatur bei einem Spulenstrom von 400 A | 111 |
| 5.17 | Position der sechs Messstellen 3 mm hinter der Probenfrontseite | 113 |
| 5.18 | Vergleich eines gemessenen Temperaturverlaufes mit der Simulation für die Messstellen T0 und T2 bei einer konstanten Stromstärke von 400 A | 114 |

| | | |
|------|---|-----|
| 5.19 | Variation der Stichproben und resultierende Maximaltemperaturverteilungen für drei Designvariablen | 116 |
| 6.1 | Schematische Übersicht der Prüfkomponten und ihre Interaktionen . . | 119 |
| 6.2 | Schematischer Temperaturverlauf während eines Versuchszyklus mit thermischem Streubereich für Regelparameterwechsel | 120 |
| 6.3 | Eingespannte Versuchsprobe mit Thermoelement und Pyrometermesspunkt auf der vorderen Oberfläche | 121 |
| 6.4 | Gemessene Verläufe der Temperatur im Messpunkt T0 und der Spulenstromstärke eines Zyklus | 124 |
| 6.5 | Probe während des Versuches und in der Frontansicht im Ausgangszustand und am Ende der Untersuchung | 125 |
| 6.6 | Aufnahmen mit dem Fernfeldmikroskop im Ausgangszustand und bei maximaler Ausdehnung der Probe überlagert mit einem Netzchen | 126 |
| 6.7 | Aufnahmen der Probe im Ausgangszustand sowie in unterschiedlichen Schädigungsstadien während des Versuches | 127 |
| 6.8 | CT-Aufnahmen der geschädigten Probe nach Beendigung des Versuches im Prüfbereich sowie von Quer- und Längsschnitten in unterschiedlichen Tiefen | 128 |
| 6.9 | Gemessener und berechneter Temperaturverlauf eines Versuchszyklus mit den Randbedingungen aus Tabelle 6.1 im Vergleich | 130 |
| 6.10 | Transientes Temperaturfeld der Probe mit Ausschnitt der linken oberen Ecke in unterschiedlichen Stadien des Zyklus | 131 |

Tabellenverzeichnis

| | | |
|-----|---|-----|
| 2.1 | Mechanische Eigenschaften der Kokillengusslegierung AlSi10Mg(Cu) . . . | 10 |
| 2.2 | Legierungszusammensetzung von Gussteilen aus AlSi10Mg(Cu) | 11 |
| 2.3 | Leistungsübertragung unterschiedlicher Erwärmungsverfahren | 30 |
| 2.4 | Wärmeübergangskoeffizienten für die Medien Luft und Wasser in un- terschiedlichen Bewegungsstadien | 32 |
| 2.5 | Frequenzbereich für den induktiven Erwärmungsprozess | 41 |
| 3.1 | Unterschiede der Varianten in der Simulationsprozesskette | 52 |
| 4.1 | Anforderungen an das Gusstück, die Kokille und den Gießprozess | 72 |
| 4.2 | Variierende Parameter und Ergebnisse der Gießversuche | 84 |
| 4.3 | AlSi10Mg(Cu)-Legierungszusammensetzung der Gießreihe 6 | 91 |
| 4.4 | Wärmebehandlungsparameter der Versuchsproben | 92 |
| 4.5 | Materialkennwerte der wärmebehandelten Proben im Vergleich zu der Werkstoffnorm | 93 |
| 6.1 | Versuchsparameter | 123 |

Symbolverzeichnis

| | |
|------------------------|--|
| A | Bruchdehnung [%] |
| A | Querschnittsfläche [mm ²] |
| B | Magnetische Flussdichte [Vs/m ²] |
| c | Spezifische Wärmekapazität [J/(kg·K)] |
| d | Distanz [mm] |
| E | Elastizitätsmodul [N/m ²] |
| F | Herstellungszustand |
| f | Frequenz [Hz] |
| H | Magnetische Feldstärke [A/m] |
| H_p | Elektromagnetisches Primärfeld [A/m] |
| H_s | Elektromagnetisches Sekundärfeld [A/m] |
| HBW | Brinellhärte |
| I | Stromstärke [A] |
| I_p | Wechselstrom, Primärstrom [A] |
| I_w | Wirbelstrom [A] |
| L | Länge eines Dendritenstammes [µm] |
| L1, 2, 3 | Probenlängsschnittebene 1, 2 und 3 |
| P | Leistung [W] |
| P_B | Blindleistung [W] |
| P_J | Verlustleistung [W] |
| P_W | Wirkleistung [W] |
| Q_W | Wärme durch Wärmeübertragung [J] |
| Q1, 2, 3 | Probenquerschnittsebene 1, 2 und 3 |
| R_ω | Spezifischer Werkstoffwiderstand |
| R_m | Zugfestigkeit [N/mm ²] |
| R_p | Streckgrenze [N/mm ²] |
| T | Temperatur [°C] |
| T₁ | Obere Temperatur [°C] |
| T₂ | Untere Temperatur [°C] |
| T_{max} | Maximaltemperatur [°C] |
| T_{min} | Minimaltemperatur [°C] |
| T0-6 | Thermoelementposition 0 bis 6 |

| | |
|----------------------|--|
| T6 | Lösungsgeglüht und warmausgelagert |
| T7 | Lösungsgeglüht und überaltert |
| t | Zeit [s] |
| t_h | Wirkzeit [s] |
| U | Spannung [N/m ²] |
| v | Geschwindigkeit [m/s] |
| α | Wärmeübergangskoeffizient [W/(m ² ·K)] |
| Δ_S | Stromeindringtiefe, Skintiefe [μm] |
| ε | Dielektrizitätszahl [(A·s)/(V·m)] |
| ε | Emissionsgrad |
| κ | elektrische Leitfähigkeit [A/(V·m)] |
| κ | Wärmedurchgangskoeffizient |
| λ | Wärmeleitfähigkeit [W/(m·K)] |
| λ₁ | Primärer Dendritenarmabstand [μm] |
| λ₂ | Sekundärer Dendritenarmabstand [μm] |
| μ | Permeabilität [(A·s)/(V·m)] |
| μ₀ | Permeabilität des freien Raumes [(A·s)/(V·m)] |
| μ_r | Magnetische Permeabilität eines Werkstoffes [(A·s)/(V·m)] |
| ρ | Dichte [kg/m ³] |
| ρ | Werkstoffspezifischer elektrischer Widerstand [(V·m)/A] |
| σ | Strahlungskonstante (Stefan-Boltzmann-Konstante) [W/(m ² ·K ⁴)] |

Abkürzungsverzeichnis

| | |
|------------|--|
| AC | Aluminium Gusslegierung (<u>A</u> luminium <u>C</u> ast Alloy) |
| CAD | <u>C</u> omputer- <u>A</u> ided <u>D</u> esign |
| CT | <u>C</u> omputertomographie |
| DAS | Dendritenarmabstand (<u>D</u> endrite <u>A</u> rms <u>S</u> pacing) |
| DIN | <u>D</u> eutsches <u>I</u> nstitut für <u>N</u> ormung |
| EN | <u>E</u> uropäische <u>N</u> orm |
| HCF | <u>H</u> igh <u>C</u> ycle <u>F</u> atigue |
| IP | <u>I</u> n <u>P</u> hase |
| ISO | Internationale Organisation für Normung (<u>I</u> nternational <u>O</u> rganization for <u>S</u> tandardization) |
| KF | <u>K</u> ornfeinung |
| LCF | <u>L</u> ow <u>C</u> ycle <u>F</u> atigue |
| MK | <u>M</u> ischkristall |
| OP | <u>O</u> ut of <u>P</u> hase |
| PID | <u>P</u> roportional- <u>I</u> ntegral- <u>D</u> ifferenzial |
| TEM | <u>T</u> ransmissionselektronen <u>m</u> ikroskopie |
| TMF | Thermomechanische Ermüdung (<u>T</u> hermomechanical <u>F</u> atigue) |

1 Einführung

1.1 Motivation

Der Zylinderkopf als eine zentrale Motorkomponente bietet unter anderem die Aufnahme für die Injektoren sowie den Ventiltrieb und ist somit hauptverantwortlich für den Gasaustausch im motorischen Betrieb. Die ihn durchziehenden Kühl- und Gaskanäle verleihen dem Zylinderkopf ein hohes Maß an Komplexität. Heutzutage steht der Zylinderkopf zwei großen Herausforderungen gegenüber. Zum einen steigen die an ihn gerichteten Leichtbauanforderungen, da die Gewichtsreduktion des Bauteils zur Verringerung des CO₂-Ausstoßes beiträgt und von steigenden Rohstoffpreisen bedingt wird. Zum anderen werden mit steigenden Motorleistungen und zeitgleichem Downsizing die Werkstoffanforderungen verschärft, sodass stetig steigende Abgastemperaturen und höhere Verbrennungsdrücke ertragen werden müssen.

Den Leichtbauanforderungen wird durch den Einsatz von Aluminiumlegierungen als Zylinderkopfwerkstoff entsprochen, da diese neben einer guten Gießbarkeit auch eine hohe Wärmeleitfähigkeit sowie hohe Festigkeitswerte aufweisen und aufgrund der relativ geringen Dichte ein niedriges Bauteilgewicht ermöglichen. Jedoch lassen die erhöhte Abgastemperatur und die zunehmende Komplexität des Bauteils die bisher bekannten und erprobten Werkstoffe an ihre Grenzen stoßen. Daher ist die detaillierte Kenntnis der Beanspruchungssituation im motorischen Betrieb und der daraus resultierenden Werkstoffermüdung unabdingbar.

Im motorischen Betrieb treten zyklische niederfrequente thermische Bauteilbelastungen auf, die durch den Wechsel von Betriebszuständen hervorgerufen werden und zwischen Vollast- und Schubetrieb ihr Maximum aufweisen. Diese Wechsel führen zu einem inhomogenen Temperaturfeld im Bauteil. Die hohe Komplexität des Bauteils bedingt filigrane Bereiche mit sehr geringen Wandstärken. So ist der an den Brennraum grenzende Ventilstern sowohl in Bezug auf den Abstand zwischen den Ventilen als auch im Bezug auf den Abstand zwischen der Brennraumplatte und den dahinter verlaufenden Kühlkanälen meist dünnwandig. Im Gegensatz dazu weisen die daneben liegenden Bereiche der Montageplatte wesentlich massivere Wandstärken auf. Diese Querschnittsänderungen führen lokal zu einer Behinderung der Wärmeausdehnung. Die Folge dieser Dehnungsbehinderung ist eine thermomechanische Belastung, bei der Spannungen oberhalb der temperaturabhängigen Fließgrenze und plastische Verformung im Werkstoff hervorgerufen werden können. Diese Art der Belastung wird als thermomechanische Ermüdung (engl. thermomechanical fatigue, TMF) bezeichnet.

Die thermomechanische Belastung des Bauteils kann unter verschärften Bedingungen zu Materialermüdung mit Rissbildung führen, deren Einfluss auf die Funktionstüchtigkeit des Bauteils noch nicht ausreichend erfasst ist. In Abbildung 1.1 ist beispielhaft ein Schadensbild zu sehen, das sich durch eine verschärfte thermomechanische Belastung, die der gesamten Lebensdauer dieser Komponente entspricht, über einen Zeitraum von mehr als 200 Stunden auf einem Komponentenprüfstand ergeben kann. Untersuchungen zeigen, dass Risswachstumskurven ein stark temperaturabhängiges Verhalten aufweisen, da bei steigender Temperatur die Rissfortschrittsgeschwindigkeit steigt und die Bauteilfestigkeit sinkt. Weiterhin nehmen zeitabhängige Effekte, wie Krieeffekte oder die Oxidationsempfindlichkeit, bei erhöhter Temperatur zu. In einer Vielzahl an Untersuchungen wurden diese Effekte bereits betrachtet, jedoch fehlen Konzepte, um thermomechanische Ermüdung an bauteilähnlichen Strukturen unter betriebsnahen Bedingungen zu untersuchen und zeitgleich das Risswachstum zu analysieren.

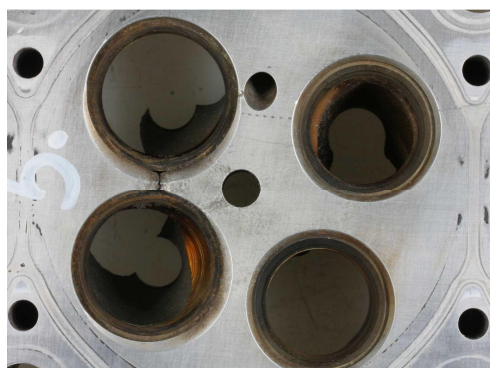
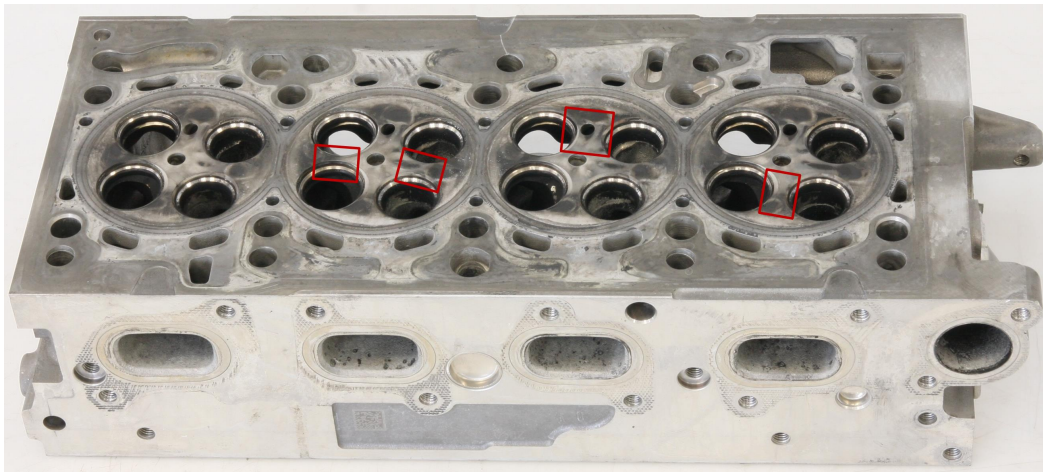


Abbildung 1.1: Zylinderkopf mit Kennzeichnung thermomechanisch hoch beanspruchter Bereiche [1] (oben) und Schadensbild nach Thermowechselbelastung auf dem Komponentenprüfstand [2] (unten)

1.2 Zielsetzung

Unter Beachtung der in der Motivation benannten Gesichtspunkte ist das Ziel dieser Arbeit ein experimentell ermitteltes transientes Temperaturfeld infolge einer thermischen Belastung numerisch abzubilden.

Zur Erreichung dieses Ziels ist die Entwicklung einer Versuchsprobe als Ersatzgeometrie für experimentelle und numerische Untersuchungen notwendig. Diese ist von einem Ventilsteg sowohl in Hinblick auf prägnante geometrische Merkmale als auch unter Beachtung werkstoffseitiger Eigenschaften abzuleiten. Mit der Herleitung dieser Ersatzgeometrie kann zum einen die unter Anwendung einer Simulationsprozesskette berechnete thermische Probenbelastung als realitätsnaher Eingangsdatensatz für die Lebensdauerberechnung herangezogen werden, da mit ihr die sich im Versuch einstellenden transienten Temperaturfelder abbildbar sind. Zum anderen verhilft die Erprobung unter bauteilnahen Bedingungen und die Dokumentation des Ermüdungsrissofortschritts an der Ersatzgeometrie mithilfe einer neu entwickelten experimentellen Methode zu Erkenntnissen und einem besseren Verständnis von thermomechanischer Ermüdung sowie der Wirkungsweise dieser Belastungsart innerhalb eines inhomogenen Temperaturfeldes. Hierdurch ergibt sich eine Grundlage für Lebensdaueruntersuchungen, bei denen die Schädigungsverfolgung über den bisher üblichen technischen Anriss hinaus geht.

1.3 Struktur der Arbeit

Der aktuelle Stand der Forschung und theoretische Grundlagen der relevanten Themengebiete sind in Kapitel 2 dargestellt. Kapitel 3 beschreibt die Entwicklung einer Simulationsprozesskette, mit der zum einen die Einflussparameter auf das Temperaturfeld in der Probe in Abhängigkeit unterschiedlicher Prozessparameter sowie Prüfkomponeuten quantifiziert und zum anderen Temperaturprofile versuchsnah abgebildet werden können. Hierzu werden ein elektromagnetisches und ein thermisches Berechnungsmodell entwickelt und miteinander gekoppelt, sodass in einem iterativen Prozess das transiente Temperaturfeld des Prüfkörpers berechnet werden kann. Weiterhin wird hier die bauteilnahe Prüfkörpergeometrie hergeleitet.

Im experimentellen Teil werden zunächst in Kapitel 4 die metallurgischen und physikalischen Anforderungen an den Prüfkörper definiert. Um diese Anforderungen zu erfüllen, wird eine Kokille entwickelt und die Gießparameter optimiert. Für die thermomechanischen Untersuchungen an der Versuchsprobe wird in Kapitel 5 die Entwicklung eines Prüfstandskonzeptes vorgestellt, das auf einer inhomogenen induktiven Erwärmung der Versuchsprobe basiert. Weiterhin werden die Einflussfaktoren auf den thermischen Verlauf an den relevanten Stellen der Probe untersucht und diese mit den berechneten Temperaturprofilen verglichen.

Kapitel 6 behandelt das Nachfahren eines definierten Temperaturprofils und die daraus resultierende thermomechanische Beanspruchung und Schädigung der Versuchsprobe. Zu diesem Zweck werden zunächst die Versuchsparameter definiert und optimiert. Schließlich werden die experimentellen Ergebnisse mit den numerisch ermittelten Temperaturen abgeglichen.

2 Stand der Forschung

Dieses Kapitel führt in die Thematik der thermomechanischen Schädigung im Zylinderkopf ein. Zunächst werden in Abschnitt 2.1 der Zylinderkopf und die an ihn gerichteten Anforderungen beschrieben. Daraus ergibt sich ein Verständnis für die Bauteilkomplexität und eine Reduzierung auf die wesentlichen Merkmale der Bauteilstruktur. Weiterhin wird in Abschnitt 2.2 auf die untersuchte Legierung AlSi10Mg(Cu) eingegangen, die zu den gebräuchlichsten Legierungen des Zylinderkopfes zählt. Hier werden die Eigenschaften der Legierung und der Einfluss unterschiedlicher Legierungselemente beschrieben. Zudem wird die Gefügeausbildung betrachtet und die Auswirkungen einer Wärmebehandlung gezeigt. Die thermomechanische Ermüdung sowie deren Folgen werden in Abschnitt 2.3 beschrieben. Hier werden Erwärmungskonzepte zur Erzeugung thermomechanischer Beanspruchungen und deren Prüfkonzepte vorgestellt. In Abschnitt 2.4 wird die Wirkungsweise des induktiven Erwärmens näher erläutert.

2.1 Zylinderkopf

2.1.1 Aufbau und Funktionen

Der Zylinderkopf als zentrale Motorenkomponente vereint viele Funktionen des Verbrennungsmotors. Wie in Abbildung 2.1 zu sehen ist, dient er als Aufnahme für Zündkerzen- oder Glühstifte und Injektoren, die die Verbrennung des Gasgemisches regeln, Ein- und Auslassventile, die den Gaswechsel ermöglichen und steuern, sowie Ventiltriebelemente. Hierzu zählt unter anderem die Nockenwelle, die die Rollenschlepphebel betätigt, mit denen die Ventile geöffnet und geschlossen werden. Die Ventilsitze sind im Mündungsbereich der Ladungswechselkanäle eingeschrumpft oder eingepresst. Von den seitlichen Flanschflächen aus führen die Gaskanäle für Frisch- und Abgas zu den Brennräumen. Um die während des Verbrennungsprozesses entstehende Wärme abzutransportieren, durchziehen kühlwasserdurchströmte Kanäle den Zylinderkopf. Hierdurch werden die Ladungswechselkanäle, die Zündkerzen und die Einspritzdüsen, welche von dem Wassermantel umgeben sind, gekühlt [3].

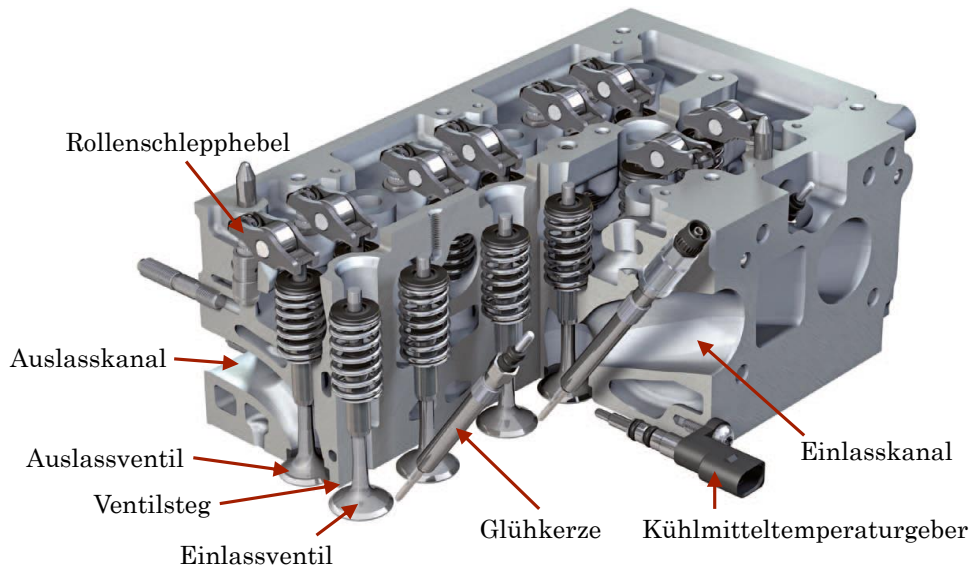


Abbildung 2.1: Schnittbild Zylinderkopf (vgl. [4])

2.1.2 Anforderungen

Der Zylinderkopf kann in drei Hauptbereiche unterteilt werden: die Brennraumplatte, den Ölraum und den Wassermantel [5].

Die Brennraumplatte stellt die obere Begrenzung des Brennraums dar. Durch sie wird das Zylinderkurbelgehäuse abgedichtet. Ihre Geometrie hat Einfluss auf die Energieumwandlung, da die Brennraumplatte und die Ladungswechselkanäle strömungsoptimiert für die Belastungen aufgrund der Verbrennung ausgelegt sind. Folglich wirken thermische und mechanische Anteile der Verbrennung auf das Flammdeck ein. Um dieser Belastung standzuhalten, muss dieses widerstandsfähig gegen thermomechanische Beanspruchung und kontinuierliche Temperaturwechsel sein [5].

Die Nockenwellenlager müssen gegen mechanische Beanspruchungen beständig sowie widerstandsfähig gegen Reibung und Verschleiß sein. Diese Bereiche des Zylinderkopfes werden nur geringfügig thermisch belastet [5].

Die Kanäle lassen sich in gasführende Kanäle, wie die Einlass- und die Auslasskanäle, und fluidführende Kühlkanäle gliedern, die zum Teil von Wasser durchströmt und zum Teil von Öl durchflossen werden. Die Auslasskanäle sind für das Abführen des verbrannten Gas-Luft-Gemisches zuständig, welches durch die Verbrennung eine erhöhte Temperatur aufweist. Aus diesem Grund ist eine hohe Beständigkeit gegen thermische Beanspruchungen für die Auslegung der Auslasskanäle und der darauffolgenden Bauteile der heißen Seite des Motors notwendig. Die Einlasskanäle werden thermisch nicht so hoch beansprucht, da sie für das Zuführen des frischen Gas-Luft-Gemisches zuständig sind.

Da sich die Verbrennungswärme jedoch auch auf den Einlassbereich auswirkt, steigt die Temperatur mit sinkendem Abstand zum Brennraum an. Je näher die Temperatur im Einlasskanal in Richtung Brennraum betrachtet wird, desto höher ist sie, da sich die Verbrennungswärme auf diesen Bereich auswirkt. Das wasserführende Kanalsystem ist sehr feinadrig und verläuft durch den gesamten Zylinderkopf, um die durch die Verbrennung entstehende Wärme gleichmäßig aus dem Bauteil abzuführen [5].

Das Kühlwasser ist versetzt mit Additiven, die im Kanalsystem chemische Reaktionen hervorrufen können. Aus diesem Grund ist eine hohe chemische Beständigkeit des Bauteilmaterials notwendig. Für die Schmierung der beweglichen Komponenten mit Öl, wie dem Ventiltrieb, sind die ölführenden Kanäle mitverantwortlich. Auch diese müssen eine hohe chemische Beständigkeit aufweisen, da das Grundmaterial ebenfalls durch die Additive im Öl angegriffen werden kann [5].

Neben den Einzelfunktionen der Bauteilkomponenten sind vielseitige Anforderungen an das Gesamtbauteil nicht zu vernachlässigen. Die Verbrauchsminderung und die Gewichtsreduktion sind grundlegende Entwicklungsziele, die zur Folge haben, dass die spezifische Motorauslastung sowie die Leistungsdichte gesteigert werden. Hierdurch verstärken sich die während der Gaswechselprozesse und der Verbrennung herrschenden Zünd- und Mitteldrücke, die auf das Flammdeck wirken. Diese stellen eine hohe mechanische Beanspruchung für das Bauteil dar. Auch eine erhöhte Verbrennungstemperatur ist notwendig, um die zur Verfügung stehende Kraftstoffmenge vollständig auszunutzen. Bezogen auf den Brennraum bedeutet dies eine höhere Umsetzung von Energiemengen, welche über die Komponenten des Abgassystems abgeleitet werden müssen. Daraus ergibt sich für die gesamte Abgasanlage eine steigende thermische Belastung [5, 6, 7].

Ein Zylinderkopf muss nicht nur immer höhere Maximaltemperaturen ertragen, sondern auch Temperaturgradienten zwischen der Brennraumplatte und der Kühlkanalwand sowie den daraus resultierenden thermomechanischen Spannungen standhalten. Dementsprechend sind eine hohe Festigkeit und große Bruchdehnung in den Betriebstemperaturbereichen und eine hohe Härte weitere Anforderungen. Darüber hinaus bewirken niedrige thermische Ausdehnung, hohe Thermoschockbeständigkeit und hohe Kriechbeständigkeit eine vorteilhafte Reaktion auf thermische Belastungen. Maßgeblich beeinflusst wird die Bauteillebensdauer von der Wärmeabfuhr im Zylinderkopf, weshalb auch eine hohe thermische Leitfähigkeit notwendig ist [8, 9].

Zudem werden vielseitige fertigungstechnische Anforderungen an das Zylinderkopfmateri-
al gestellt. Gute Gießeigenschaften, wie hohes Formfüllvermögen und niedrige Warmrissempfindlichkeit sind notwendig, um in der Fertigung Bauteile in gleichbleibender Qualität und mit geringem Ausschuss zu produzieren. Für die Bearbeitung ist eine gute Zerspanbarkeit erforderlich, um einen möglichst geringen Werkzeugverschleiß und eine hohe Prozesssicherheit zu erreichen [3, 6, 8].

2.1.3 Gießverfahren

Bei einem Zylinderkopf variieren das Gießverfahren und der verwendete Werkstoff in Abhängigkeit von den Motoranforderungen. Für einen PKW-Motor werden zumeist Aluminiumlegierungen eingesetzt. Hierbei wird sowohl Primäraluminium, das in Hüttenwerken gewonnen wird, als auch Sekundäraluminium, das durch Umschmelzen und Reinigen von Aluminium beziehungsweise Aluminiumlegierungen gewonnen wird, verwendet, um ressourceneffizient zu fertigen. Die im Referenzbauteil verwendete Legierung AlSi10Mg(Cu) ist ein Beispiel für eine auf Sekundärbasis erschmolzene Legierung [10, 11].

Die gebräuchlichsten Gießverfahren sind der Sandguss, der Druckguss, der Kokillenguss und das Lost-Foam-Verfahren. Im Folgenden wird auf den Kokillenguss eingegangen, da sich dieses Verfahren für die Herstellung von Zylinderköpfen etabliert hat. Als Kokille wird eine metallische Dauerform aus Gusseisen mit Lamellengraphit oder Warmarbeitsstahl bezeichnet, die zur Herstellung von Leichtmetalllegierungen verwendet wird. Bei komplexeren Geometrien, wie beispielsweise dem Zylinderkopf, kommen Sandkerne zum Einsatz, da sie konstruktive Freiheiten durch Hinterschnitte ermöglichen. Die den Zylinderkopf durchziehenden, filigranen Kühlkanäle sind ein anschauliches Beispiel für die Notwendigkeit von Sandkernen. Die Sandkerne werden von der Schmelze umschlossen. Nach dem Abkühlen werden sie durch Rütteln zersetzt und aus dem Gussteil befördert. Weiterhin bietet der Kokillenguss den Vorteil, dass die Oberflächengüte der Gussteile bereits so hoch ist, dass nur die Flächen nachbearbeitet werden, die spezielle Anforderungen, wie beispielsweise die Dichtigkeit in Verbindung mit weiteren Komponenten, erfüllen müssen [10, 11].

Im Kokillenguss werden zwei gängige Arten unterschieden. Beim Niederdruckgießen steigt die Schmelze durch Gasdruckbeaufschlagung gegen die Schwerkraft mit einem Überdruck von 0,3 bar bis 0,7 bar in eine über dem Schmelztiigel angeordnete Gießform auf. Hierbei wird die gerichtete Erstarrung von oben nach unten vorausgesetzt, da nur so die Nachspeisung möglich ist. Der Gasdruck wird solange aufrecht erhalten, bis das Gussstück vollständig erstarrt ist [12].

Beim Schwerkraftkokillengießen wird die Form allein durch Schwerkraft unter atmosphärischem Druck mit Schmelze befüllt. Abwandlungen von diesem Verfahren sind das Kippgießen und das Rotacast-Verfahren. Bei diesen Verfahren wird die Gießform während des Befüllvorgangs um 90° bis zu 180° gedreht und so ohne Verwirbelung der Schmelze befüllt. Da die Befüllung der Kokille bei diesem Verfahren besonders turbulenzarm abläuft, weist das Bauteil ein homogenes und feines Gefüge mit geringer Porosität im Bereich der Brennraumplatte auf. Das Verfahren ist sehr prozessstabil und ermöglicht kurze Erstarrungszeiten [3, 13].

In der Serienfertigung wird vollautomatisiert mithilfe von Robotern gegossen. Während des Gießprozesses kann das Gefüge des Gussteils durch eine gezielte Kühlung der Kokille beeinflusst werden. Die metallische Gießform ermöglicht somit die gerichtete Erstarrung

der Schmelze, die von der Brennraumplatte ausgeht. Eine weitere Möglichkeit der Einflussnahme auf das Gefüge ist die Verwendung eines Trennmittels, auch Schlichte genannt. Sie verstärkt oder behindert den Wärmeübergang vom Gussteil in die Kokille. Weiterhin erleichtert die Schlichte das Ausformen des Gussstücks und schützt die Kokille vor Verschleiß [11].

Die Schlichte kann ebenfalls Einfluss auf das Formfüll- und Fließvermögen der Schmelze haben. Zu beachten ist die gute Gießbarkeit der Schmelze für komplexe Bauteile. Hierbei sind eine Erstarrungscharakteristik ohne Lunkerbildung, ein gutes Speisungsvermögen und geringe Warmrissneigung vorteilhaft. Diese Eigenschaften erfüllt die oft für Zylinderköpfe verwendete Legierung AlSi10Mg(Cu) [6].

2.2 Aluminiumgusslegierungen

Aluminium in Reinform wird für Gussbauteile nicht verwendet, da seine Festigkeitseigenschaften ausgenommen der Duktilität für technische Anwendungen nicht ausreichen. Durch das Zulegieren weiterer Elemente in geringen Mengen verbessern sich die Festigkeitseigenschaften. Eine weitere Verbesserung dieser Eigenschaften wird durch das Wärmebehandeln der Gussteile erreicht. Die Legierungselemente können, je nach Konzentration und Wärmebehandlungszustand, im Mischkristall gelöst oder als Ausscheidungen und intermetallische Phasen auftreten. Von der Menge der ausgeschiedenen Phasen und ihrer Verteilung im Gefüge hängen das chemische und das physikalische Verhalten des Werkstoffs ab. Typische Eigenschaften einer Aluminiumlegierung sind die geringe Dichte, eine hohe Wärmeleitfähigkeit, gute elektrische Leitfähigkeit, chemische Beständigkeit, hohe Resistenz gegen Korrosion sowie gute Umformbarkeit und leichte Bearbeitbarkeit. Aluminiumlegierungen werden in Abhängigkeit ihres Herstellungsverfahrens in Knetlegierungen und Gusslegierungen unterteilt. Abbildung 2.2 zeigt die Legierungsgruppen, in die sich Aluminiumgusslegierungen einteilen lassen. Im Fahrzeugbau sind die in Abbildung 2.2 grau hinterlegten Gruppen AlSi, AlSiCu und AlSiMg am gebräuchlichsten. Im Folgenden wird auf die Gusslegierung AlSi10Mg(Cu) eingegangen [10].

Die Legierung AlSi10Mg(Cu) wird nach Norm DIN EN 1706 auch EN AC - 43200 genannt. Sie ist durch eine Wärmebehandlung aushärtbar, was bedeutet, dass eine Festigkeitssteigerung des Materials möglich ist. Generell besitzt die Legierung eine hohe Festigkeit sowie gute Bruchdehnungs- und Zähigkeitswerte [14].

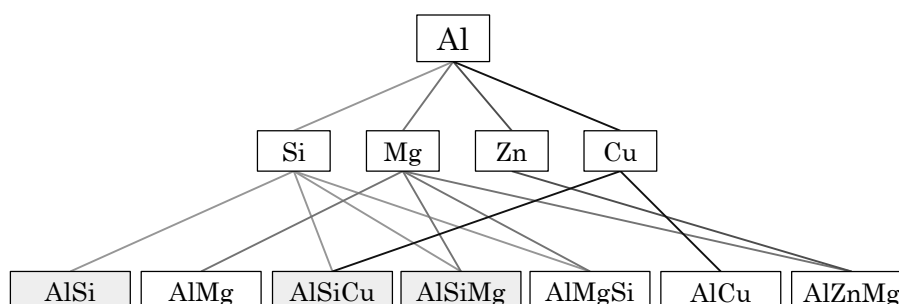


Abbildung 2.2: Legierungsgruppen von Aluminium

2.2.1 Physikalische Eigenschaften von AlSi10Mg(Cu)

Die Wärmeleitfähigkeit der Legierung AlSi10Mg(Cu) beträgt zwischen 130 W/(m·K) und 170 W/(m·K). Ihre elektrische Leitfähigkeit schwankt zwischen 16 MS/m und 24 MS/m. Einfluss auf die beiden Eigenschaften nehmen neben Schwankungen der chemischen Zusammensetzung im Rahmen der Toleranzwerte auch die Abkühlgeschwindigkeit, der Werkstoffzustand, das metallurgische Gefüge und die Fehlerfreiheit des Gussteils [14].

Aus Tabelle 2.1 können die Festigkeitseigenschaften der AlSi10Mg(Cu) für den Gusszustand F und im wärmebehandelten Zustand T6 entnommen werden. Im Gusszustand hat die AlSi10Mg(Cu) eine geringere Härte als im T6 Zustand. Die Wärmebehandlung erwirkt durch das hier eingebrachte energetische Ungleichgewicht ebenfalls eine Steigerung der Zugfestigkeit. Die Bruchdehnung bleibt dagegen konstant.

Tabelle 2.1: Mechanische Eigenschaften der Kokillengusslegierung AlSi10Mg(Cu) nach DIN EN 1706 [14]

| Werkstoffzustand | Zugfestigkeit | Streckgrenze | Bruchdehnung | Brinellhärte |
|------------------|----------------------|----------------------|----------------|--------------|
| | R_m MPa min. | R_p MPa min. | A % min. | HBW min. |
| F | 180 | 90 | 1 | 55 |
| T6 | 240 | 200 | 1 | 80 |

2.2.2 Legierungszusammensetzung und Einfluss der Elemente

Die Legierungszusammensetzung der AlSi10Mg(Cu) nach der DIN EN 1706 wird in Tabelle 2.2 dargestellt. Da im Rahmen dieser Arbeit eine Variation der Elementkonzentration zu Gunsten der Gieß- und Gefügeeigenschaften notwendig ist, wird im Folgenden

2.2 Aluminiumgusslegierungen

auf die Hauptlegierungselemente und ihren Einfluss auf das Gefüge und die Materialeigenschaften eingegangen.

Tabelle 2.2: Legierungszusammensetzung von Gussteilen aus AlSi10Mg(Cu) in Gew.-% nach [14]

| Si | Fe | Cu | Mn | Mg | Ni |
|----------------|------|------|---------------|---------------|------|
| 9,00 bis 11,00 | 0,65 | 0,35 | 0,55 | 0,20 bis 0,45 | 0,15 |
| Zn | Pb | Ti | andere gesamt | Al | |
| 0,35 | 0,10 | 0,20 | 0,15 | Rest | |

Silizium (Si)

Das Hauptlegierungselement der AlSi10Mg(Cu) ist Silizium, da dieses den größten Mengenanteil der Legierung ausmacht. Gusslegierungen enthalten 3 % und 20 % Silizium, wobei der eutektische Punkt des binären Al-Si-Systems bei 12,2 % Si und 577 °C liegt, wie in Abbildung 2.3 dargestellt ist. Im aluminiumreichen α -Mischkristall befinden sich bei dieser Temperatur 1,65 % Silizium in Lösung. Die Löslichkeit nimmt jedoch mit sinkender Temperatur ab, sodass bei Raumtemperatur nahezu keine Siliziumteilchen mehr in Lösung gehen und sich ein α -Si-Gefüge ausbildet. Für die Gießbarkeit eignen sich hypoeutektische Legierungen (Si-Gehalt < 12,2 %) besser als hypereutektische Legierungen (Si-Gehalt > 12,2 %) [10, 15].

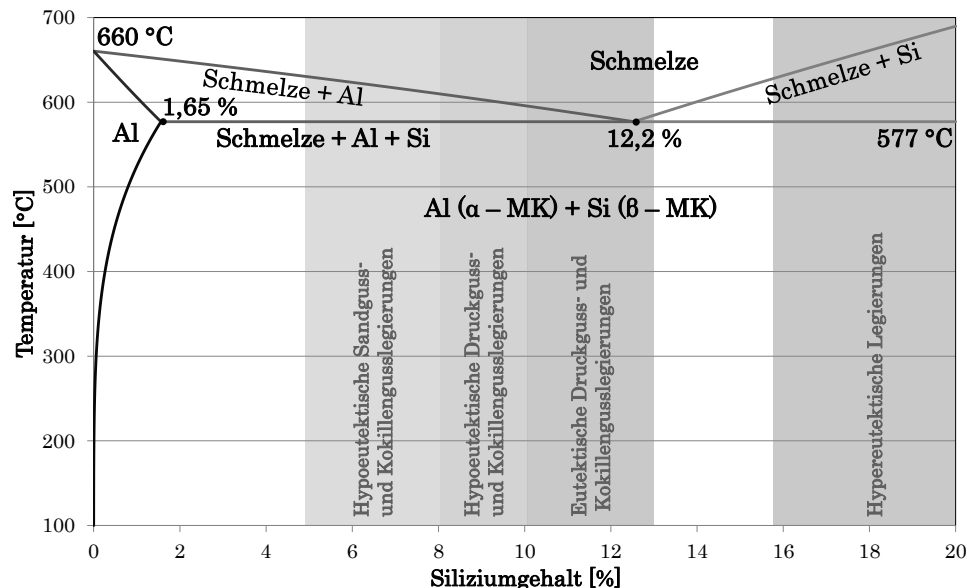


Abbildung 2.3: Schematisches Zustandsdiagramm des Zweiphasensystems Al-Si

In Abbildung 2.4 ist zu erkennen, dass die interdendritischen Bereiche des Werkstoffes Silizium enthalten (Al-Si-Eutektikum). Verläuft die Abkühlung der Schmelze langsam, wird das Eutektikum nicht fein und gleichmäßig ausgebildet. Stattdessen bilden sich große platten- und nadelförmige Siliziumkristalle, die eine stark versprödende Wirkung auf den Werkstoff haben. Diesem Phänomen kann allerdings durch Veredelung der Schmelze mit Natrium (Na), Strontium (Sr), Antimon (Sb) oder Blei (Pb) und bei hypereutektischen Legierungen durch Phosphor (P) vorgebeugt werden. Auch eine schnellere Abkühlung trägt dazu bei, dass sich die Silizium-Partikel feiner ausbilden. Bei einem feinzelligen Gefüge (Dendritenarmabstand $\leq 50 \mu\text{m}$, siehe Abschnitt 2.2.3) führt das Homogenisierungsglühen zur Verfeinerung der Nadeln und Plättchen [10, 15].

Bei hypoeutektischen Aluminiumgusslegierungen verbessern sich sowohl das Formfüllungs- als auch das Fließverhalten mit zunehmendem Si-Gehalt und die Legierung erhält eine höhere Warmrissbeständigkeit. Auch die Erstarrungsschrumpfung wird positiv beeinflusst, da Silizium bei der Erstarrung an Volumen gewinnt und dadurch dem schwindenden Aluminium entgegenwirkt [10, 15].

Magnesium (Mg)

Die mit Magnesium angereicherte Aluminium-Silizium-Legierung ist die am meisten eingesetzte aushärtbare Aluminiumlegierung. Magnesium ist in Aluminium sehr gut löslich. Das binäre Aluminium-Magnesium-System bildet ein eutektisches System mit einem gelösten Mg-Anteil bis ca. 36 %. Der nicht gelöste Magnesiumanteil scheidet sich an den Korngrenzen des α -Mischkristalls aus. Er bildet die β -Phase (AlMg), die korrosionsanfällig ist. Mit steigendem Anteil an Magnesium erhöhen sich die Härte und die Festigkeit (0,2 %-Dehngrenze und Zugfestigkeit) der Aluminiumlegierung. Letztere resultiert aus der Bildung von Ausscheidungsphasen (Mg_2Si und Mg_5Al_8) während der Kalt- oder der Warmauslagerung. Die Bruchdehnung nimmt mit höherem Masseanteil an Magnesium und bei steigender Temperatur ab. Die optimale Mg-Zugabe zum Al-Si-System beträgt etwa 0,5 %, da sich höhere Masseanteile vor allem auf das Gießverhalten der Legierung negativ auswirken. Eine zu starke Magnesiumzugabe begünstigt die Oxidation und die Aufnahme von Wasserstoff, was zu erhöhter Porosität führt. Weiterhin versprödet der Werkstoff durch die gröbere Ausscheidung von Resteutektikum (kleine dunkle Partikel in Abbildung 2.4) und intermetallischen Phasen (kleine helle Partikel in Abbildung 2.4) [10, 15, 16, 17, 18, 19].

Eisen (Fe)

Auf die AlSiMg-Legierung wirkt Eisen härtesteigernd. Weiterhin erhöht sich durch die Zugabe von Eisen die elektrische Leitfähigkeit. In AlSi-Legierungen tritt Eisen als intermetallische Verbindung Al_3Fe auf, die gemeinsam mit Aluminium ab einem Massenanteil von 1,8 % Eisen und einer Temperatur von 655°C ein Eutektikum bildet. Die maximale Löslichkeit von Eisen in Aluminium beträgt etwa 0,04 % und wirkt ab einem Anteil von

0,5 % stark versprödet. Dies wird vor allem durch die bei der Erstarrung entstehenden entarteten Kristalle in Form von β - Al_5FeSi Nadeln oder Plättchen verursacht, die Einschränkungen in der Bruchzähigkeit hervorrufen. Durch die Erstarrungsgeschwindigkeit lässt sich die Größe der Nadeln und Plättchen beeinflussen. Hierbei gilt, je schneller die Erstarrung erfolgt, desto kleiner bleiben die Partikel. Dennoch sind sie etwa vier bis sechs Mal so groß wie der sich einstellende Dendritenarmabstand. Zudem kann die Ausscheidungsgestalt des Eisens durch die Elemente Chrom (Cr), Mangan (Mn), Nickel (Ni), Cobalt (Co) und Molybdän (Mo) zu einer weniger schädlichen Form beeinflusst werden. Weiterhin negativ wirkt sich die Zugabe von Eisen zur Legierung auf die Korrosionsbeständigkeit aus. Für die Gießeigenschaften ist ein erhöhter Eisenanteil von 0,5 % bis 1,3 % vorteilhaft für die Entformungseigenschaften des Gussteils, da es das Kleben des Materials an der Kokillenwand mindert [10, 15, 17, 20, 21].

Kupfer (Cu)

Kupfer bildet in der Aluminium-Silizium-Legierung ein ternäres Al-Si-Cu-Eutektikum, welches zur Ausweitung des Erstarrungsbereichs führt. Dieses Phänomen entsteht durch die dichtere Dispersion und die Erhöhung der thermischen Stabilität der kohärenten Ausscheidungsphasen. Daraus folgt eine Verbesserung der Gießbarkeit und des Fließvermögens der Legierung. Weiterhin wirkt sich Kupfer positiv auf die Härte, die Festigkeit, die Kriechbeständigkeit und die Warmfestigkeit der Legierung aus und verbessert die Eigenschaften der spanenden Bearbeitung. Allerdings wird die Duktilität des Werkstoffs herabgesetzt und die Korrosionsbeständigkeit vermindert. Das Gussteil weist bei einem erhöhten Kupfergehalt ebenfalls eine höhere Porosität auf. Daher sollte der Massenanteil an Kupfer in einer AlSiMg-Legierung nicht über 1 % liegen [10, 16, 17, 18, 22].

Mangan (Mn)

Die Beimengung von Mangan zu einer Aluminiumlegierung mit einem Eisengehalt von über 0,15 % wirkt den schädlichen Eiseneinflüssen entgegen. Durch die Umwandlung der eisenhaltigen Al_5FeSi -Phase in die $\text{Al}_{15}(\text{Mn,Fe})_3\text{Si}_2$ -Phase, siehe Abbildung 2.4, verbessern sich folglich neben der Duktilität auch die mechanischen Eigenschaften der Legierung. Hierbei ist ein Verhältnis von Eisen zu Mangan von 2:1 vorteilhaft. Beträgt der Mangananteil über 0,8 %, verschlechtern sich die mechanischen Eigenschaften und die Gießbarkeit der Legierung [10, 15, 23].

Titan (Ti)

Die peritektischen Ausscheidungen Titan-Aluminid (TiAl_3) und Titanborid (TiB_2) bewirken ab einem Titananteil von 0,15 % eine Kornfeinung des Gefüges, indem sie heterogene Kristallisationskeimbildung hervorrufen. Das Gussgefüge enthält dadurch eine größere Anzahl an Körnern [24].

Nickel (Ni)

Die Zugabe von Nickel erhöht die Warmfestigkeit und die Kriechbeständigkeit des Werkstoffs. Weiterhin reduziert Nickel den thermischen Ausdehnungskoeffizienten und macht die AlSi-Legierung alterungsbeständiger. Zumeist werden der Schmelze Nickelzusätze von unter 3 % beigemengt, da sich bei der Überschreitung des eutektischen Massenanteils die Gießeigenschaften der Legierung verschlechtern [25].

Natrium (Na) und Strontium (Sr)

Natrium und Strontium veredeln das eutektische Silizium und erzeugen ein feinkörniges Gefüge. Die groben Siliziumplättchen bilden sich unter Zugabe dieser Elemente zu feinen Fasern aus, sodass das Verformungsvermögen der Legierung verbessert wird. Soll das Gussteil eine höhere Bruchdehnung aufweisen, wird die Legierung mit einem Anteil zwischen 0,05 % und 0,1 % Natrium oder einem Anteil von etwa 0,02 % Strontium veredelt. Nicht nur das Resteutektikum wird durch den Natrium- oder Strontiumzusatz beeinflusst, sondern auch die intermetallischen Phasen sowie die eisenhaltigen Plättchen oder Nadeln in Form und Größe verringert. Der Veredelungseinfluss auf die Wärmebehandlungseigenschaften des Gussteils stellt sich in schnellem Einformen der Siliziumpartikel dar und wirkt sich somit positiv auf die Festigkeit aus. In einigen Fällen verbessert die Zugabe beider Elemente die Gießeigenschaften, führt allerdings zu verstärkter Gasaufnahme in der Schmelze, aus der Defekte im Gefüge resultieren können. Darüber hinaus sind die Wirkdauern der beiden Elemente unterschiedlich bemessen. Die kornfeinende Wirkung von Natrium hält in der Schmelze kürzer an als die von Strontium [16, 26, 27, 28, 29, 30].

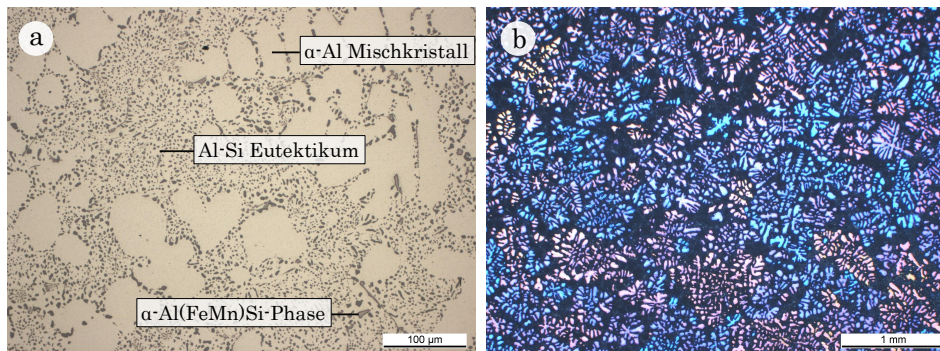


Abbildung 2.4: Gefügebilder aus der vierten Gießversuchsreihe
 (a) Schlichtbild mit Beschreibung einiger Gefügebestandteile
 (b) Geätzter Schliff zur Detektion der Korngröße, verschiedene Farben markieren unterschiedliche Orientierung einzelner Körner

2.2.3 Metallkundliche Betrachtung

Die Mikrostruktur der AlSi-Legierung besteht hauptsächlich aus α -Aluminium-Dendriten. Die interdendritische Struktur weist unregelmäßig verteilte, eutektische AlSi-Phasen in faseriger Form auf. Zudem enthalten die interdendritischen Bereiche eisenreiche Mg_2Si -Phasen [31].

Neben der Legierungszusammensetzung, dem Gießverfahren, der Gussteilform und der Art der Formfüllung hat der Erstarrungsvorgang selbst maßgeblichen Einfluss auf den Aufbau des Gefüges und dadurch auch auf die thermischen und mechanischen Eigenschaften des Gussteils. Die Erstarrung der AlSi10Mg(Cu) beginnt mit dem Unterschreiten der Liquidustemperatur, die für die AlSi10Mg(Cu) knapp 590 °C beträgt und an der Kokillenwand als erstes erreicht ist. Mit zunehmender Unterkühlung beginnt die homogene Keimbildung. Dies ist in Abbildung 2.3 dargestellt. Durch die Zugabe von Partikeln mit einem hohen Schmelzpunkt, wie beispielsweise Titanborid (TiB_2), kann die Anzahl der sich bildenden Keime beeinflusst werden. Dieser Prozess wird als heterogene Keimbildung bezeichnet und führt zu einem feinkörnigeren Gefüge, das sich positiv auf die Duktilität auswirkt [23].

In Gussteilen entwickelt sich Porosität in unterschiedlicher Ausprägung. Poren sind Fehler im Gussgefüge. Sie treten in Form von Schwindungs- oder Erstarrungsporosität oder als Gasporosität auf. Erstarrungsporen entstehen durch zu geringe Nachspeisung der Schmelze. Sie sind verzweigt und unregelmäßig geformt. Gasporosität hingegen weisen eine globulare Form auf. Sie entwickeln sich aus in der Schmelze gelösten Gasen, beispielsweise Wasserstoff, oder formen Luftporen bei der Formfüllung. Auch die Zersetzung der Schlichte oder Binderzersetzung der Sandkerne kann eine Verunreinigung der Schmelze verursachen und Poren bilden. Diese Porosität beeinflusst die Zugfestigkeit, die Streckgrenze, die Bruchdehnung und die Temperaturwechselbeständigkeit des Materials negativ [8, 10, 32, 33].

In der Schmelze treten Kristalle in vielfältigen Formen auf. Das Wachstum dieser Kristalle geschieht in eutektisch erstarrenden Aluminiumlegierungen wie der AlSi10Mg(Cu) dendritisch und entsteht aus einer instabilen Erstarrungsfront, die aus mangelndem Konzentrationsausgleich resultiert. Lokal ist hier eine konstitutionelle Unterkühlung festzustellen. Die Dendritenentwicklung kann in zwei Prozesse eingeteilt werden. Zunächst tritt das stationäre Wachstum der Dendritenstämme auf, welches dann in die instationäre Entwicklung der Dendritenarme übergeht [34].

Die Mikrostruktur des Gefüges wird über den Dendritenarmabstand (DAS) charakterisiert. Hierbei wird zwischen dem primären (λ_1) und dem sekundären (λ_2) Dendritenarmabstand unterschieden. Wie in Abbildung 2.5 deutlich wird, beschreibt der primäre Dendritenarmabstand die Entfernung zwischen zwei benachbarten Dendritenstämmen, wohingegen der sekundäre Dendritenarmabstand den Abstand zweier Dendritenarme angibt. Diese wachsen senkrecht zum Dendritenstamm. In der Praxis wird der sekundäre

Dendritenarmabstand zur Bestimmung des mittleren Dendritenarmabstandes herangezogen. Zunächst wird die Länge des Stammes gemessen und dann die sich darauf befindenden Arme gezählt. Die Differenz ergibt den mittleren Abstand der Arme eines Dendriten [35, 36].

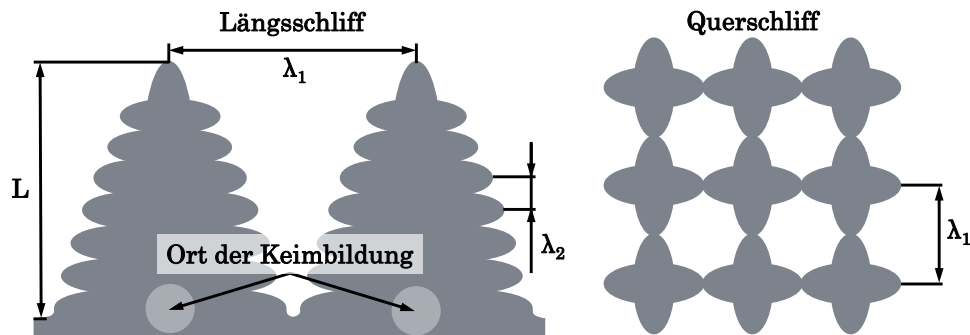


Abbildung 2.5: Schematische Darstellung von zwei Dendritenarmen im Längsschliff (links) und neun Dendriten im Querschliff (rechts) (vgl. [36])

Das Dendritenwachstum ist von der Abkühlgeschwindigkeit und dem sich einstellenden Temperaturgradienten abhängig. Hierbei gilt, je schneller das Material abkühlt, desto kleiner der DAS und desto homogener ist das Gefüge. Für die Werkstoffeigenschaften bedeutet dies, je geringer der DAS, desto höher sind die Festigkeit und die Bruchdehnung des Werkstoffes [35, 36, 37].

In [38] wird anhand von Wöhlerversuchen gezeigt, dass die Dauerfestigkeit und die Ecklastspielzahl einer Probe aus AlSi7Mg mit einem DAS von $70\ \mu\text{m}$ auf einem niedrigerem Lasthorizont liegen als bei einem fein ausgebildeten Gefüge mit einem DAS von $30\ \mu\text{m}$. Des Weiteren verläuft die Zeitfestigkeitsgerade mit zunehmendem DAS steiler. Der divergente Wöhlerlinienverlauf verdeutlicht den Einfluss der DAS-Ausprägung auf das Schädigungsverhalten bei Schwingbeanspruchung.

2.2.4 Wärmebehandlung

Im Serienprozess findet die Ausscheidungshärtung der Bauteile durch Warmauslagern statt, sodass diese den T6-Zustand erreichen. Die T6-Wärmebehandlung kann in zwei Abschnitte unterteilt werden. In Abbildung 2.6 ist zu erkennen, dass das Gussteil zunächst bei einer möglichst hohen Temperatur, die geringfügig unter der Solidustemperatur des Werkstoffes liegt, lösungsgeglüht und daraufhin in einem Wasserbad abgeschreckt wird. Der zweite Schritt umfasst das Auslagern bei einer weitaus geringeren Temperatur. Die Einstellung der Werkstoffzustände variiert hierbei in der Höhe der beiden Temperaturniveaus und in deren Haltezeiten [10, 39].

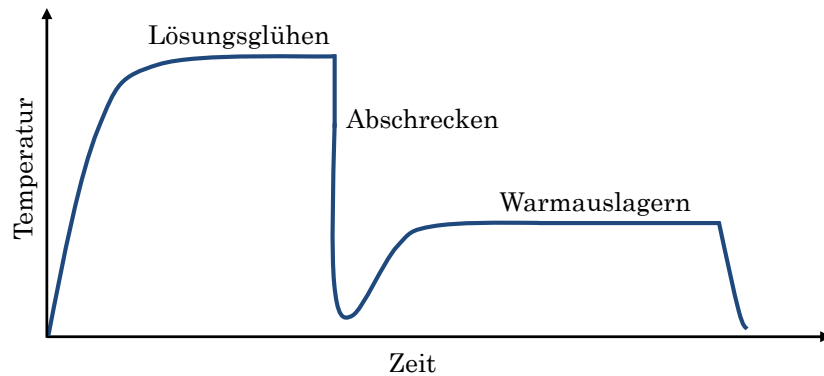


Abbildung 2.6: Schematischer Temperaturverlauf einer Wärmebehandlung

Die AlSi10Mg(Cu)-Legierung besitzt einen hinreichend hohen Magnesiumanteil, um aushärtbar zu sein. Bei der T6-Wärmebehandlung wird das Material zunächst für sechs bis achtzehn Stunden ($t = 6 - 18 \text{ h}$) bei einer Temperatur zwischen 525°C und 540°C lösungsgelöst. Die im Gusszustand unregelmäßig im Gefüge gelösten Phasen gehen hierbei in Lösung, sodass ein homogener α -Mischkristall entsteht, wie an den gleichmäßig hellgrau gefärbten Dendritenarmen in Abbildung 2.4 a zu sehen ist. Bereits nach einigen Minuten auf dem hohen Temperaturniveau beginnen sich die Si-Nadeln im Eutektikum einzuformen und vergrößern mit zunehmender Auslagerungszeit. Daraus ergibt sich, dass die größte Steigerung der Festigkeits- und Duktilitätseigenschaften bereits nach knapp 30 Minuten erreicht ist [24, 40, 41, 42].

Auf die hohe Erwärmung des Gussteils folgt die schnelle Abkühlung auf Raumtemperatur. Hierfür können unterschiedliche Abschreckverfahren angewendet werden, die sich zunächst durch das verwendete Medium unterscheiden. Gebräuchlich sind die Wasserabschreckung, die Luftabschreckung, das Sprayabschrecken und das Rotationsabschrecken. Das Wasserabschreckverfahren ist auch für Zylinderköpfe gängig, da das Gussteil sehr schnell abgekühlt werden kann und das an Magnesium übersättigte Gefüge in einem zwangsgelösten Zustand einfriert. Die Leerstellenkonzentration ist durch diesen Zwangszustand um ein Vielfaches höher als bei Raumtemperatur. Dies ermöglicht Diffusionsvorgänge während der Auslagerung. Die Warmauslagerung findet für sechs bis zwölf Stunden ($t = 6 - 12 \text{ h}$) bei Temperaturen zwischen 140°C und 170°C statt [40, 41, 43].

Mit zunehmender Auslagerungszeit bilden sich kleinste Entmischungszonen, aus denen sich nacheinander kohärente, teilkohärente und inkohärente Ausscheidungen bilden können. In den Abbildungen 2.7 b und c sind schematisch kohärente und teilkohärente Ausscheidungsphasen zu sehen. Je länger die Auslagerung andauert, desto stärker wachsen die Ausscheidungen durch Diffusionsprozesse. Das Volumen der teilkohärenten Ausscheidungsphase nimmt mit fortschreitender Auslagerungszeit zu und verursacht das Schrumpfen des Teilchenabstandes, sodass ein Festigkeits- und Härteanstieg resultiert. Das Gussteil befindet sich zu diesem Zeitpunkt im Aushärtungszustand. Ist die Auslagerungszeit ausreichend lang, bildet sich die in Abbildung 2.7 d skizzierte inkohärente

Gleichgewichtsphase Mg_2Si . Ihr Mischkristall ist gesättigt und sie wird von Versetzungen grundsätzlich umgangen, wodurch der Werkstoff einen maximal gehärteten Zustand erreicht [24, 40, 41, 42, 43].

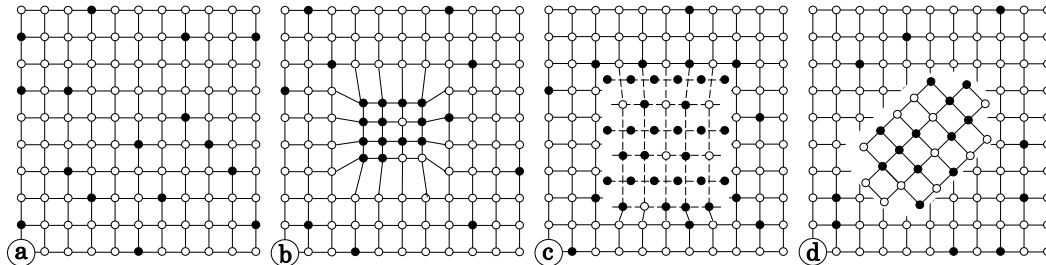


Abbildung 2.7: Ausscheidungsphasen während der Warmauslagerung (schematische Darstellung nach [24])
 (a) statistische Verteilung der Ausgangsatome
 (b) kohärente Entmischung
 (c) teilweise kohärente Zwischenphase im Mischkristallgitter
 (d) inkohärente Ausscheidung

2.3 Thermische Belastung und Prüfkonzeppte

Die Erwärmung des Motors im Vollastbetrieb erhitzt dünnwandige Strukturen, wie den Ventilstegbereich, schneller als das ihn umgebende Material. Hierdurch entstehen in diesem Bereich aufgrund von Behinderung der Wärmeausdehnung Druckspannungen, die im Fall von Überlast die Festigkeitsgrenzen übersteigen können. Erfährt das Bauteil durch den Betriebszustandswechsel vom Vollast- in den Leerlaufbetrieb eine Abkühlung, werden diese Druckspannungen wieder abgebaut. Hierbei können sich sogar Zugspannungen einstellen, wenn die Druckfließgrenze zuvor überschritten wurde. Diese Belastungssituation wird in Überlastversuchen an Proben oder Bauteilen abgebildet und die thermomechanische Ermüdung des Materials untersucht. In diesem Kapitel werden das Phänomen der thermomechanischen Ermüdung sowie die dazugehörigen Schädigungsmechanismen beschrieben. Thermische Belastungen können über unterschiedliche physikalische Prinzipien erzeugt und mittels daraus abgeleiteter Prüfkonzeppte auf den Prüfkörper aufgebracht werden. Diese werden im zweiten Teil des Kapitels vorgestellt und bewertet. Folgend werden Untersuchungen zur thermomechanischen Ermüdung vorgestellt.

2.3.1 Folgen thermischer Belastung

Während des Motorbetriebes wirken am Zylinderkopf drei Arten der zyklischen Beanspruchung. Durch die Druckstöße der Verbrennung entsteht eine mechanisch hochfrequente Beanspruchung (High Cycle Fatigue = HCF). Diese zeichnet eine schnelle Folge von Beanspruchungsamplituden aus. Dem gegenüber steht die niederfrequente Beanspruchung

(Low Cycle Fatigue = LCF), deren Zyklen mit einer höheren Last in langsamer Folge ablaufen. Die dritte Beanspruchungsart ist die thermomechanische Ermüdung (Thermomechanical Fatigue = TMF), welche ebenfalls niederfrequent und mit hohen thermischen Wechsellasten auf ein Bauteil oder eine Probe wirkt. Im motorischen Betrieb überlagern sich diese Beanspruchungskomponenten. Da der Fokus dieser Arbeit auf dem Ventilstegebereich liegt und hier die TMF-Beanspruchung dominiert, wird im Folgenden näher auf diese eingegangen [3].

Thermomechanische Ermüdung

In einem einseitig erwärmten Bauteil stellen sich auf der warmen Seite thermische Dehnungen ein, die in Druckspannungen resultieren. Auf der kalten Bauteilseite entstehen dementsprechend Zugspannungen. Besonders intensiv tritt dieses Phänomen im Brennraumbereich des Zylinderkopfes auf. Das massive Hinterland behindert die Ausdehnung der thermisch belasteten Bereiche. Durch einen äußeren Zwang erfährt das erwärmte Material eine so hohe Druckbelastung, dass lokal eine plastische Verformung resultiert. Diese führt zur Verkürzung der Ventilstege. Ändert sich der Betriebszustand und ermöglicht die Abkühlung des Materials, zieht sich dieses wieder zusammen und Zugspannungen stellen sich ein. Auch die Zugbeanspruchung führt ihrerseits zu einer plastischen Verformung der Ventilstege. Im Wechselbetrieb können nach einigen Aufheiz- und Abkühlphasen Schäden in der plastisch verformten Struktur der Ventilstege entstehen [3, 44].

Bei dieser Belastungsart ist nicht der Ort der höchsten Erwärmung versagenskritisch, sondern die lokal ungünstigste Kombination aus Temperatur und Dehnungsbehinderung. Diese beiden Belastungsgrößen können auf zwei Arten wirken. Bei der „In Phase“ (IP) Beanspruchung befinden sich die thermische und die mechanische Dehnung in Phase. Dies ruft die Entstehung einer Druckspannung während der geringsten Temperaturbelastung eines Zyklus hervor. Im Gegensatz dazu verlaufen bei der „Out of Phase“ (OP) Beanspruchung die thermische und die mechanische Dehnung gegenphasig, sodass die Druckspannungen während der maximalen thermischen Belastung auftreten. Dieser Beanspruchungsfall tritt am Zylinderkopf im Ventilstegebereich ein [3, 44, 45].

Rissausbreitung

Das Versagen eines Werkstoffes unter zyklischer Belastung durch Entstehung und Wachstum von Rissen wird als Ermüdung bezeichnet. Die Rissinitiierung ist Folge lokaler Spannungskonzentrationen und plastischer Verformung. Sie wird maßgeblich von der Proben- oder Bauteiloberfläche mit enthaltenen Defektstellen sowie ihrer Oberflächenbeschaffenheit beeinflusst. Weitere Orte der Schadensinitiierung sind Querschnittsänderungen, wie beispielsweise Kerben, die zu lokalen Spannungsüberhöhungen führen. Mögliche Rissentstehungsarten sind in Abbildung 2.8 schematisch dargestellt [46, 47].

Die Lebensdauer eines Bauteils oder einer Probe kann in drei Phasen unterteilt werden. Hierbei beinhaltet die erste Phase den anrissfreien Zustand. Die zweite Phase enthält die Rissentstehung und das Mikrorisswachstum. Die beiden Stadien der zweiten Phase können wie folgt beschrieben werden:

Stadium I Wachstum bevorzugter Gleitebenen, die zumeist um 45° zur Belastungsrichtung geneigt sind, ins Innere des Bauteils beziehungsweise der Probe

Stadium II Riss orientiert sich um und wächst normal zur Belastungsrichtung

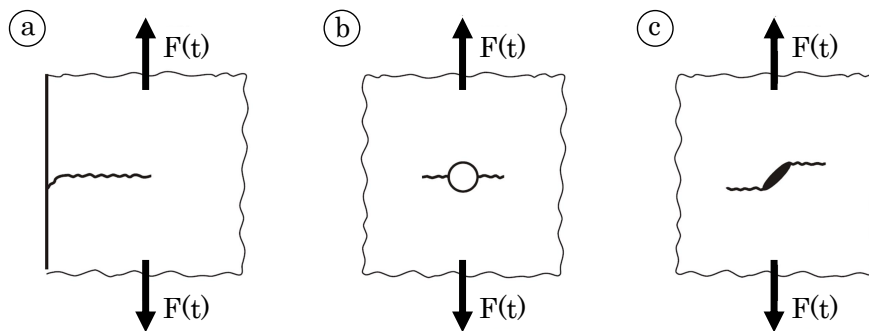


Abbildung 2.8: Arten der Rissentstehung und -ausbreitung nach [47]

- (a) Anriss an glatter Oberfläche
- (b) Anriss an Kerbe
- (c) Anriss an Defekt

Der Mikroriss nimmt jedoch nur einen geringen Teil der Lebensdauer ein. Die Anrisslebensdauer ist durch das Wachstum der früh entstandenen Mikrorisse bestimmt, bis diese einen technisch relevanten Anriss bilden. Hier setzt die dritte Phase der Rissausbreitung ein. Diese beginnt mit dem Makrorisswachstum, das bei ausreichend großem Fortschritt im Verhältnis zur Beanspruchung und somit beim Überschreiten des kritischen Spannungsintensitätsfaktors zum Restbruch führt [3, 48, 49, 50].

Je nach Rissinitiierungsart unterscheidet sich die Gesamtlebensdauer stark. Die Rissentstehungsphase dauert an einer glatten Oberfläche wesentlich länger an als an einer Kerbe oder einem Defekt. Dementsprechend ist die Risswachstumslebensdauer an einem Defekt am größten. Dies bedeutet, dass ein Riss an vorgekerbten Oberflächen schnell entsteht, sein Wachstum hier allerdings langsam verläuft. Demgegenüber muss an einer glatten Oberfläche viel Zeit aufgewendet werden, um einen Riss zu bilden [46, 47, 49].

Zu unterscheiden ist stabiles und instabiles Risswachstum. Das stabile Risswachstum wird auch Ermüdungsrisswachstum genannt, wenn die Belastungen, die zur Schädigung des Werkstoffes führen, unterhalb der statischen Festigkeitsgrenze des Werkstoffes liegen. Hier breitet sich der Riss unter Zug- oder Biegebelastung in halbelliptischer Form

im Material aus. Instabiles Risswachstum erfolgt hingegen bei hohen Belastungen oder niedrigen Belastungen mit vergleichsweise hohen Spannungsintensitäten aufgrund eines fortgeschrittenen Schadens. Das instabile Risswachstum wird auch als Restbruch bezeichnet. Mit zunehmender Belastungsintensität nimmt auch der Anteil an instabilem Risswachstum in der Probe beziehungsweise im Bauteil zu [47].

Alterung

Während eines thermischen Wechselzyklus treten drei wesentliche Schädigungsmechanismen auf. Bei niedrigen Temperaturen wirken thermisch aktivierte Versetzungsgleiterscheinungen im Bauteil, wohingegen auf einem mittleren Temperaturniveau Alterungseffekte einsetzen. Bei hohen Temperaturen gewinnen die diffusionsgeförderten Kriechprozesse an Bedeutung [51].

In der Regel nehmen die Zugfestigkeit, die Streckgrenze und die Härte von Aluminiumlegierungen aufgrund von einsetzenden Auslagerungsprozessen mit zunehmender Temperatur ab, während die Bruchdehnung und die Brucheinschnürung zunehmen. Neben der Temperatur ist für das Werkstoffverhalten auch die Einwirkzeit zu beachten. Ausgehärtete Werkstoffe, wie der Referenzwerkstoff AlSi10Mg(Cu) im T6 Zustand, können unter Temperatureinwirkung über einen gewissen Zeitraum durch irreversible Veränderungen des Gefügestands eine Festigkeitsabnahme erfahren und altern, bis sie den energetisch stabilen Zustand T7 erreicht haben. [15].

Weiterhin kann sich der Werkstoff unter ruhender Belastung bei hohen Temperaturen verformen. Für eine Abschätzung dieses Phänomens ist das Zeitstandverhalten eines Werkstoffes relevant, da bei Aluminiumlegierungen Kriechvorgänge ab einer Einsatztemperatur zwischen 100 °C und 150 °C einsetzen. Die Formänderungsgeschwindigkeit steigt mit zunehmender Temperatur und Spannung, sodass auch Spannungen unterhalb der Zugfestigkeit zu Schäden führen können. Die Dauer und die Geschwindigkeit der Belastung sind daher maßgebend für die Höhe der zulässigen Spannungen [15].

Da die Höhe und die Einwirkdauer der vorübergehenden Erwärmung einen Einfluss auf die Werkstoffeigenschaften haben, sinkt die Brinellhärte der AlSi10Mg(Cu) bei erhöhten Temperaturen wesentlich schneller auf ein stationäres Niveau ab. Dieser Zusammenhang ist jedoch nicht linear, da bei einer Temperatur von 350 °C nur wenige Stunden Einwirkzeit benötigt werden, um einen überalterten Zustand zu erhalten, wohingegen bei 250 °C bereits mehrere Tage erforderlich sind. Wird das Bauteil auf 100 °C erwärmt, ist auch über einen langen Zeitraum nur ein sehr geringer Härteabfall zu erkennen. [15, 52].

Für lange Beanspruchungszeiten werden aushärtbare Werkstoffe bei Temperaturen unterhalb der Auslagerungstemperatur eingesetzt, um die Überalterung und somit den Abfall der Festigkeitskennwerte des Materials zu vermeiden. Dies ist bei dem Einsatz von AlSi10Mg(Cu) im Motor nicht möglich, sodass während des Betriebes Alterungsprozesse im Material stattfinden [15].

2.3.2 Erwärmungskonzepte für thermomechanische Beanspruchung

Um das Verhalten einer Probe unter einseitig thermischer Belastung zu untersuchen, muss ein Prüfaufbau entwickelt werden, mit dem in einer Probe ein inhomogenes Temperaturfeld erzeugt werden kann. Eine Voraussetzung für diese Untersuchungsreihe ist die einseitige und gleichmäßige Erwärmung des Probenmittbereiches. Weiterhin müssen sowohl die Probenfrontseite als auch die seitlichen Oberflächen der Probe während des Versuches einsehbar sein, um die Rissentstehung zu detektieren und seine Ausbreitung zu verfolgen. Zu diesem Zweck werden vier Arten der Temperierung bewertet. Beispielhaft sind die zentralen Komponenten der Erwärmungskonzepte in Abbildung 2.9 zu erkennen.

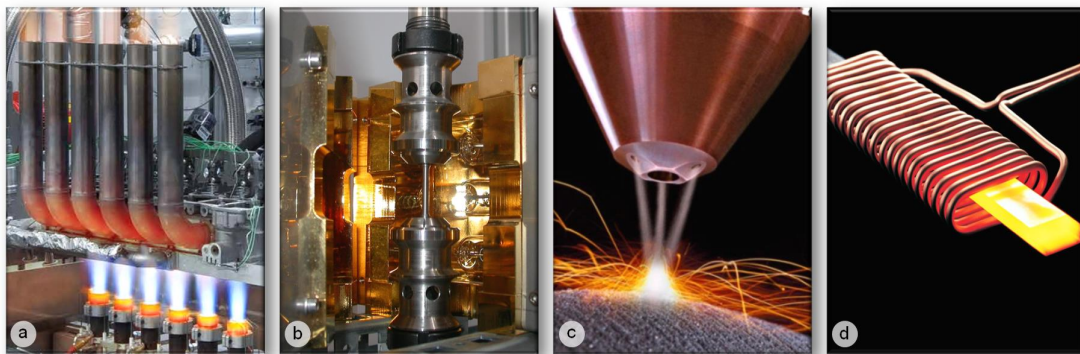


Abbildung 2.9: Vier Arten, eine Probe thermomechanisch zu beanspruchen

- (a) Propan-Gasbrenner [13]
- (b) Induktionsofen [53]
- (c) Laser [54]
- (d) Induktor [55]

In einem Motor läuft die Verbrennung des Luft-Gas-Gemisches unter hohen Drücken ab. Dieser Vorgang ist auf einem Prüfstand schwer realitätsnah abbildbar. Die Erwärmung der Probe mithilfe einer Gasflamme aus Propan und Sauerstoff (vgl. [13]) kommt der Betriebsbelastungsart nah, jedoch kann die Verbrennung Verzunderung auf der Probe verursachen, die die Detektion des Anrisses und die Beobachtung des Rissfortschritts erheblich beeinträchtigen. Zudem ist die Berechnung der genauen Temperaturverteilung in der durch einen Gasbrenner erhitzten Probe aufgrund der diskontinuierlichen Flammenausbreitung nicht möglich.

Eine einfache und gängige Art ist die Temperierung der Probe anhand eines Induktionsofens, der um die eingespannte Probe herum geschlossen wird. Dieser ist kompakt und dadurch einfach in den Prüfaufbau zu integrieren, jedoch verläuft der Temperaturanstieg langsamer als bei den anderen Konzepten und die Probe wird homogen erwärmt.

Punktuell genau kann jede beliebige Temperatur in einem definierten Bereich der Probe in geringer Zeit durch einen Laser erzeugt werden. Der Laser besitzt einen Fokuspunkt, in dem die Energie umgesetzt wird. Trotz schneller Verfahrensgeschwindigkeit des Lasers kann der Prüfbereich nie ganzheitlich erhitzt werden. Folglich kann mit diesem Verfahren kein homogenes Temperaturfeld auf der Probenoberfläche erzeugt werden.

Für TMF Versuche werden häufig Spulen eingesetzt (vgl. [45, 56, 57]), die die Probe induktiv erwärmen. Die Induktion bietet den Vorteil, dass die erzeugte Temperatur regelbar ist und innerhalb weniger Millisekunden Wärme in der Probe erzeugt wird. Das Temperaturfeld ist allerdings nicht vollständig homogen, da die Probenerwärmung je nach Lage zum Zentrum des erzeugten Magnetfeldes zu- oder abnimmt. Die Abweichungen können jedoch durch eine Anpassung der Spulengeometrie minimiert werden.

2.3.3 Bestehende Untersuchungen zu thermomechanischer Ermüdung

Die thermomechanische Ermüdung von Werkstoffen kann auf verschiedene Arten untersucht werden. In der Literatur sind Prüfkonzepte beschrieben, die die Materialerwärmung sowohl induktiv als auch mit einem Gasbrenner umsetzen und je nach Untersuchungsschwerpunkt Prüfkörper mit standardisierten Proben, bauteilähnlichen Geometrien oder Bauteilen verwenden. Im Folgenden werden Untersuchungen vorgestellt, die Einflüsse auf die thermomechanische Ermüdung beschreiben.

[58] untersucht TMF und LCF Belastungen unter isothermen und nicht isothermen Bedingungen an Rundproben der Gusslegierung AlSi7Mg0,3. Die Proben werden, wie in Abbildung 2.10 dargestellt, in einer servohydraulischen Prüfmaschine fest eingespannt und mithilfe einer spiralförmigen Spule erwärmt. Über die Spannbacken und zwei Druckluftdüsen wird ihnen die Wärme wieder entzogen. Die Temperatur wird mithilfe eines Thermoelements vom Typ K im Prüfquerschnitt gemessen. Ein Extensometer mit Keramikmessschenkeln misst parallel zum Prüfquerschnitt die Dehnung der Probe. In dieser Untersuchung werden zwei Prüfmethode verglichen. In den Untersuchungen wird deutlich, dass das Material unter zyklischer Beanspruchung bei Raumtemperatur verhärtet und die Spannungen steigen, wohingegen es einer Temperatur von 250 °C erweicht und die Spannungen relaxieren. Für die untersuchte Legierung wird festgestellt, dass die TMF Lebensdauer geringer ist als die LCF-Lebensdauer des gleichen Materials. Hieraus ist abzuleiten, dass für die betriebsfeste Auslegung eines Zylinderkopfes Kennwerte angewendet werden müssen, die das TMF Verhalten des Werkstoffs berücksichtigen.

In den Untersuchungen von [57] wird der Einfluss von drei unterschiedlichen Haltezeiten auf einem Temperaturniveau zwischen 200 °C und 300 °C auf das TMF Verhalten der Legierung AlCuBiPb untersucht. Der Prüfaufbau ähnelt im Wesentlichen dem bereits benannten Konzept. Die Proben werden in einem servohydraulischen Prüfstand eingespannt, sodass keine Ausdehnung in Probenlängsrichtung möglich ist. In den folgenden Untersuchungen unter TMF Belastung ergeben sich unsymmetrische Deformationen.

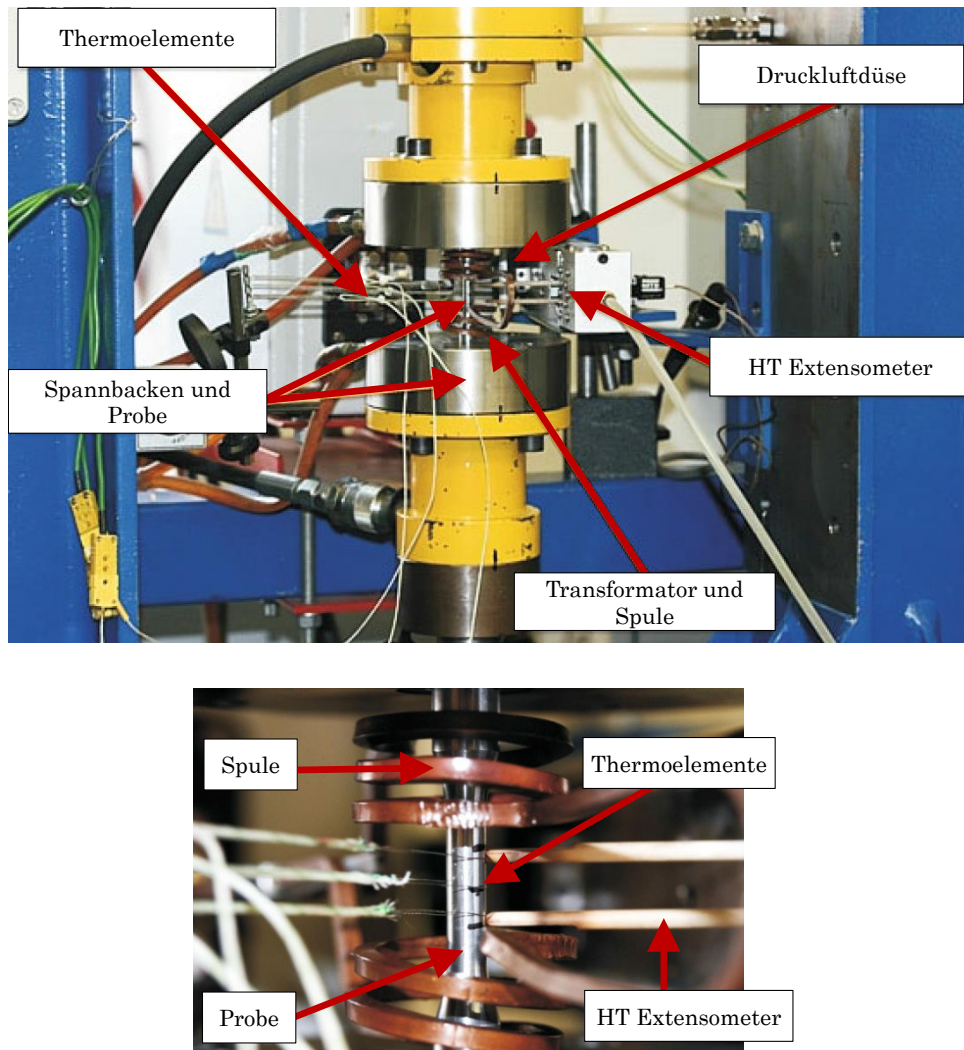


Abbildung 2.10: Prüfaufbau zur Untersuchung der thermomechanischen Ermüdung (oben) und Nahaufnahme des Probenbereiches (unten) nach [58]

Die Schädigung resultiert hier aus dem Zusammenspiel von Plastifizierung während des Aufheizens, zyklischer Spannungsrelaxation, Kornvergrößerung und Alterungseffekten. Das verfestigte Material relaxiert sowohl unter zunehmender Temperatur als auch mit andauernder Haltezeit. [57] vergleicht die Spannungsverläufe bei den Haltezeiten 8 s, 24 s, und 144 s auf 225 °C und bei 24 s auf 250 °C. Zu erkennen ist hier, dass das Material den größten Teil seiner Lebensdauer verfestigt und erst gegen Ende erweicht, woraufhin der Schaden folgt. Weiterhin wird deutlich, dass sich die zu erwartende Lebensdauer mit zunehmender Haltezeit und mit erhöhter Temperatur verkürzt, sich die Verfestigung jedoch ausgeprägter darstellt. Ein Einfluss der Mittellast ergibt sich nicht. Die TMF-Beständigkeit sinkt mit zunehmender Überalterung. Dies ergibt sich aus Versuchen an

24 h und 500 h gealtertem Material. Im direkten Vergleich zwischen LCF und TMF stellt sich ebenfalls deutlich heraus, dass aus LCF Versuchen ermittelte Lebensdauern nicht genügen, um TMF Lebensdauern abzuschätzen [57].

Näher an der realen Belastung der Ventilstege ist die Untersuchung von [59]. Hier wird die thermische Belastung von einer HCF Belastung mit einer Frequenz von 5 Hz überlagert. Die lineare Schadensakkumulation ist für den überlagerten Fall laut [59] nur mit Einschränkungen anwendbar. Neben der Überlagerung während des gesamten Zyklus wird in dieser Studie das überlagerte Deformationsverhalten der Proben während der Zug- und Druckphasen unabhängig voneinander betrachtet. Die Amplitude der mechanischen Dehnung der HCF Beanspruchung ist etwa um den Faktor 10 kleiner als die der TMF Beanspruchung. In den Untersuchungen werden Proben mit Dehnungsamplituden zwischen 0,02 % und 0,08 % belastet. Die Überlagerung während der Kühlphase, führt zu einer Reduktion der Lebensdauer, da sich hier Spannungsspitzen im Zugbereich ausbilden. Während der Aufheizphase, bleiben die Spannungen aufgrund der OP-Belastung im negativen Bereich und nehmen keinen schädigenden Einfluss auf die Probe. Kommt zu der TMF-HCF-Überlagerung allerdings eine Haltezeit bei Maximaltemperatur hinzu, erhält auch die Heizphase einen schädigenden Einfluss, indem durch Relaxationseffekte auch Zugspannungen auftreten. Diese Studie zeigt neben dem zeitabhängigen thermischen Einfluss, dass die reine TMF-Belastung für die Bildung des Anrisses verantwortlich ist. Dennoch führen bereits kleine mechanische Spannungen, die unter der Ermüdungsgrenze für isotherme Beanspruchung liegen, zu einem beschleunigten Risswachstum.

In den von [56] durchgeführten Untersuchungen wird auf die werkstofflichen Aspekte der Schädigung eingegangen, die auch in den Untersuchungen dieser Arbeit in vergleichbarer Form auftreten. Unter reiner TMF-Belastung lösen sich Siliziumpartikel von der umliegenden α -Matrix. Ihre Mikrostruktur ist spröder als die duktile Matrix und neigt deshalb dazu, die Rissausbreitung zu begünstigen. Hierbei entstehen Mikrorisse in den eutektischen Regionen, die sich verbinden. Bei überlagerter Belastung entstehen Gleitbänder, an denen das Risswachstum auch durch die α -Matrix hindurch verläuft. Aus den Versuchen an der AlSi10Mg im T6 Zustand mit einer beaufschlagten Temperaturdifferenz von 200 °C und einer Haltezeit von 180 s wird erkennbar, dass sich die Lebensdauer um etwa die Hälfte verlängert, wenn keine Überlagerung mit HCF-Belastung stattfindet. Hier wird ersichtlich, je höher die Dehnrage, desto geringer die Lebensdauer und desto stärker wirkt sich die Haltezeit negativ auf die Lebensdauer aus. In den Untersuchungen entstehen bereits nach etwa 100 Zyklen erste Risse mit einer Länge von 50 μm auf den polierten Oberflächen der Proben. Sie verlaufen in den eutektischen Regionen und im Übergang vom Eutektikum zum α -Al-Kristall. Der Riss breitet sich innerhalb von 1000 Schwingspielen weiter aus, wobei sich die Siliziumpartikel von der α -Matrix trennen. An der Oberfläche herrscht ein biaxialer Spannungszustand, der dazu führt, dass sich das eutektische Silizium von der α -Matrix löst. Im Inneren der Probe ist der Spannungszustand allerdings mehrachsig mit relativ hohen Normalspannungen. Dies führt dazu, dass Gleitbänder im primären α -Al entstehen, die nach knapp 1000 Schwingspielen sichtbar und nach der Hälfte der Lebensdauer sogar deutlicher zu erkennen sind als der

Riss selbst. Ihre Ausbildung wird durch TMF-HCF-Überlagerung noch beschleunigt. Die unterschiedlichen thermischen Ausdehnungskoeffizienten der Phasen lassen die Oberflächenbeschaffenheit der Probe uneben erscheinen. Die Alterung des Materials und die plastifizierten Bereiche werden ebenfalls nach 1000 Schwingspielen sichtbar.

In einem umfangreichen Versuchsprogramm führt [45] Untersuchungen an einer von bisherigen TMF-Proben abgewandelten und an die Ventilstege angeglichenen Geometrie durch, um Materialmodelle des Werkstoffs AlCuBiPb für die Simulation von zeit- und temperaturabhängigen Spannungs-Dehnungs-Hysteresen und Schädigungsmodelle zu entwickeln. Dieses Versuchsprogramm umfasst Dehnungs- und Kriechuntersuchungen sowie LCF- und TMF-Versuche. Die verwendete Probe stellt vereinfacht einen Ventilstege dar. Sie ist in Abbildung 2.11 im Schnittbild und in einer Seitenansicht zu erkennen. Mittels Wasserkühlung in den Einspannbereichen wird aus dem Prüfkörper während der Untersuchung die Wärme abgeleitet. Die Temperatur wird im Prüfquerschnitt anhand mehrerer Mantelthermoelemente vom Typ K bestimmt. Eine weitere Messgröße ist die Dehnung im parallelen Prüfquerschnitt. Diese Probe wird induktiv durch eine Spule mit Windungen in einer Ebene erwärmt, die großflächig Temperatur in das Werkstück einbringt. Mit einer Kamera, die hinter dem Versuchsaufbau positioniert ist, kann die Rissausbreitung teilweise beobachtet werden.

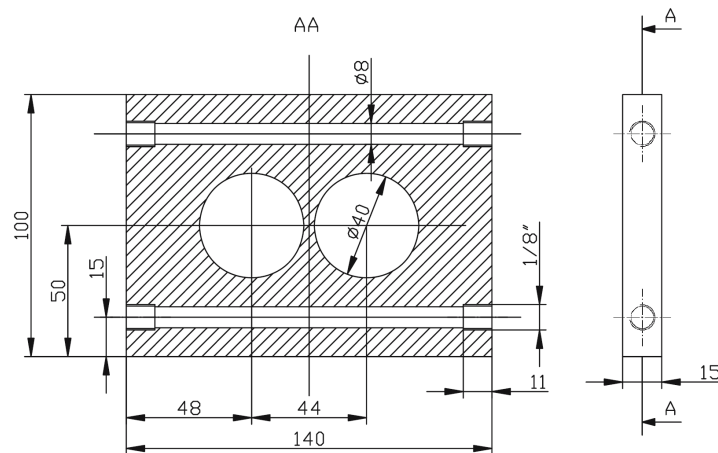


Abbildung 2.11: Vom Zylinderkopfventilstege abgeleitete Versuchsprobe [45]

Eine thermomechanische Untersuchung am Gesamtbauteil wird in [13] beschrieben. Hier werden auf einem Komponentenprüfstand, wie in Abbildung 2.12 dargestellt, Werkstoffe und Alterungszustände verglichen. Der dort beschriebene Aufbau ermöglicht eine zeitgeraffte Komponentenprüfung, bei dem der Zylinderkopf realitätsnahe thermische Belastungen erfährt. Der Wärmeeintrag erfolgt durch Beflammung mit Propan-Sauerstoff-Druckluftbrennern. In der Abkühlphase des Thermozyklus wird die Brennraumplatte mit Druckluft beströmt. Während des Dauerlaufes wird der Zylinderkopf ebenso wie im motorischen Betrieb mit Kühlmittel durchströmt. Zum Kalibrieren wird der erste

2.3 Thermische Belastung und Prüfkonzepte

Zylinderkopf der Versuchsreihe mit Thermoelementen bestückt, deren Position und damit verbundene Temperaturwerte aus Motorversuchen bekannt sind. Nach definierten Zyklenzahlen pausiert die Belastung, um die optische Rissdetektion durchzuführen. Der Zylinderkopf wird hierzu um 90° um seine Längsachse gedreht, sodass einer vor dem Prüfstand positionierten Kamera die Bildaufnahme ermöglicht wird. So kann im Falle eines Schadens der Anrisszeitpunkt einem Prüfabschnitt zugeordnet werden. Die sich während der Thermoschockversuche einstellende Temperaturdifferenz ist ausschlaggebend für die Schädigung im Flammdeck. Im Vergleich der erfassten Risslagen im Stegbereich und den dazugehörigen Thermoschock-Zyklenzahlen ergibt sich eine Übereinstimmung zwischen dem Zylinderkopfprüfstand und den Motorprüfstandsversuchen.

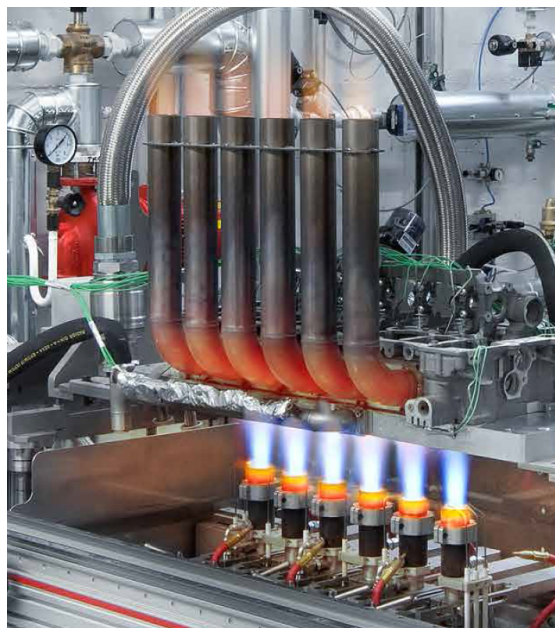


Abbildung 2.12: Prüfstand nach [13] während der Zugphase

In den Untersuchungen von [56, 58] und [57] werden TMF Versuche an homogen durchgewärmten Zugproben durchgeführt, die zeigen, dass diese Belastungsart nicht mit reiner LCF-Beanspruchung vergleichbar ist. Ihre Ergebnisse sind nicht auf ein Bauteil übertragbar und dienen lediglich der Werkstoffcharakterisierung. Näher an der geschädigten Geometrie ist [45] mit Untersuchungen an einer einseitig erwärmten Lochplatte. Jedoch wird in den Untersuchungen weder das Temperaturfeld beeinflusst, noch eine Überlagerung von TMF und HCF Beanspruchung vorgenommen.

2.4 Grundlagen der induktiven Erwärmung

2.4.1 Funktionsprinzip

Die Induktionserwärmung ist eine komplexe Kombination aus elektromagnetischen, wärmeleitenden und metallurgischen Phänomenen. Ihre Besonderheit besteht darin, dass die Energieübertragung zwischen einer Spule und einem Werkstück berührungslos stattfindet [60].

Wird ein Leiter, wie in Abbildung 2.13 dargestellt, von einem Wechselstrom I_P durchflossen, entsteht ein elektromagnetisches Feld H_P um diesen Leiter, das mit der Frequenz des Wechselstromes seine Richtung ändert. Durch das Einbringen eines zweiten Leiters in das elektromagnetische Feld wird in diesem eine Spannung induziert, die ebenfalls einen Stromfluss I_W hervorruft. Auch dieser Strom ist frequenzabhängig und dem Primärstrom in jedem Moment entgegengerichtet [60, 61, 62, 63, 64].

Das Induktionsgesetz besagt, dass in einem Leiter eine Spannung erzeugt werden kann, wenn sich das von ihm umfasste Magnetfeld ändert. Ebenso muss der Sekundärleiter aus einem elektrisch leitenden Material bestehen, um in diesem einen Strom zu induzieren. Metalle, Silizium, Graphit und bestimmte Keramiken lassen sich induktiv erwärmen und können bei ausreichendem Energieeintrag durch den induzierten Strom zum Schmelzen gebracht werden. In nicht ferromagnetischen Materialien lässt sich die erzeugte Wärme durch das Joule'sche Gesetz beschreiben. Sie ist sowohl von der Zeit t als auch von dem Widerstand R des Leiterwerkstoffes und dem im Leiter induzierten Strom I abhängig [62].

$$Q_W = I^2 \cdot R \cdot t \quad (2.1)$$

Der Primärleiter kann auch als Induktor bezeichnet werden und der zweite Leiter kann ein Werkstück oder eine Probe sein. Wird der Induktor nicht als einwindiger Leiter ausgeführt, sondern mit mehreren Windungen, wie in Abbildung 2.13 dargestellt, steigt der Sekundärstrom im Werkstück proportional zur Windungszahl n . Folglich kann das Werkstück als die Sekundärwicklung und der Induktor als die Primärwicklung eines Transformators betrachtet werden. Geringfügig wird der Einfluss des Primärstromes durch einen magnetischen Streufluss gemindert, sodass der Sekundärstrom nicht vollständig um das n -fache des Primärstromes steigen kann [62].

Die im Werkstück erzeugten Ströme sind, wie in Abbildung 2.13 dargestellt, kurzgeschlossen und werden Wirbelströme I_W genannt. Da die Stromflussrichtung der Wirbelströme der des Primärstromes entgegengesetzt ist, wirkt auch das durch die Wirbelströme erzeugte elektromagnetische Feld H_S dem Erregerfeld entgegen. Dies hat die Schwächung des Primärfeldes zur Folge. Aus diesem Grund verringert sich die Induktivität einer Spule, die mit einem sinusförmigen Strom durchflossen ist und sich einem

leitfähigen Material nähert, während sich der ohmsche Anteil der Spule erhöht. Für ferromagnetische Materialien gilt dieser Effekt nicht, da sie bis zu einer materialspezifischen Maximaltemperatur zusätzlich magnetisiert werden, was ein weiteres Magnetfeld hervorruft. Der ferromagnetische Effekt bewirkt, dass das Magnetisierungsfeld wiederum in Richtung des Primärfeldes wirkt und dieses verstärkt [65].

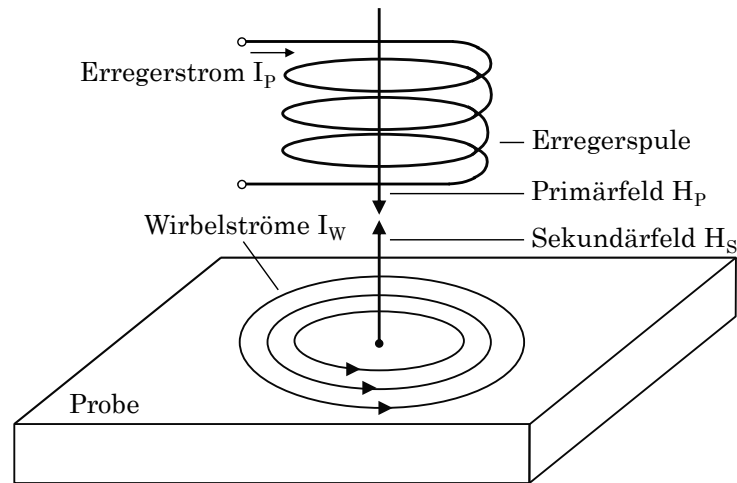


Abbildung 2.13: Prinzipdarstellung einer stromdurchflossenen Spule und einer Probe mit den resultierenden Magnetfeldern [65]

Für die induktive Erwärmung sind die elektromagnetischen Eigenschaften eines Werkstoffes ausschlaggebend. Hierzu zählt die elektrische Leitfähigkeit. Sie beschreibt die Fähigkeit eines Materials einen elektrischen Strom zu leiten. Ihr gegenüber steht die elektrische Widerstandsfähigkeit. Sie ist wiederum abhängig von der Temperatur, der chemischen Zusammensetzung, der Mikrostruktur des Metalls und seiner Korngröße. Metalle sind gute Leiter und weisen im Gegensatz zu beispielsweise Keramik oder Kunststoff eine geringere elektrische Widerstandsfähigkeit auf. Besonders gut leiten Kupfer und Silber den elektrischen Strom, weshalb diese und im speziellen Kupfer zumeist als Induktorwerkstoff eingesetzt werden [60].

Eine weitere zu berücksichtigende Materialeigenschaft ist die magnetische Permeabilität μ_r . Sie beschreibt die Fähigkeit den magnetischen Fluss besser zu leiten als ein Vakuum ($\mu_r = 1$) oder Luft. Die relative Permittivität oder Dielektrizitätskonstante wird mit ϵ dargestellt. Sie beschreibt die Fähigkeit eines Werkstoffes ein elektrisches Feld besser zu leiten als ein Vakuum oder Luft. Beide Parameter sind dimensionslos. Wird die konstante Permeabilität des freien Raumes $\mu_0 = 4 \cdot \pi \cdot 10^{-7} \text{ H/m}$ mit der magnetischen Permeabilität eines Werkstoffes multipliziert, ergibt sich die in Formel 2.2 beschriebene Permeabilität μ . Diese entspricht dem Verhältnis der magnetischen Flussdichte B zur magnetischen Feldintensität H nach Formel 2.3 [60].

$$\mu = \mu_r \cdot \mu_0 \quad (2.2)$$

$$B = \mu \cdot H \quad (2.3)$$

In Abhängigkeit seiner relativen magnetischen Permeabilität kann ein Werkstoff als diamagnetisch ($0 \leq \mu_r < 1$), paramagnetisch ($\mu_r > 1$) oder ferromagnetisch ($\mu_r \gg 1$) eingestuft werden. Die ersten beiden Klassifizierungen sind zusammenfassend als nicht magnetisch zu beschreiben, da sie im Gegensatz zur dritten Klasse ohne äußere Einwirkung keine magnetische Eigenschaften aufweisen [60].

2.4.2 Wärmeübertragung

Da jedes Werkstück einen bestimmten ohmschen Widerstand besitzt, führen die im Werkstück erzeugten Wirbelströme zu einer Erwärmung im Wirkungsbereich des Induktors. Somit wird die Wärme unmittelbar im Werkstück erzeugt und erfolgt nicht über Konvektion, Strahlung oder Wärmeleitung. In Tabelle 2.3 ist zu erkennen, dass die auf diese Weise übertragbare Leistung im Vergleich zu den alternativen Erwärmungsverfahren am höchsten ist [62].

Tabelle 2.3: Leistungsübertragung unterschiedlicher Erwärmungsverfahren [62]

| Verfahren | Übertragene Leistung |
|------------------|-------------------------|
| Induktion | 30000 W/cm ² |
| Flamme / Brenner | 1000 W/cm ² |
| Berührung | 20 W/cm ² |
| Strahlung / Ofen | 8 W/cm ² |
| Konvektion | 0,5 W/cm ² |

Nach dem zweiten Hauptsatz der Thermodynamik fließt Wärmeenergie von Bereichen mit höherem Energieniveau zu Bereichen mit niedrigerem Energieniveau. Sie wird folglich innerhalb einer Probe oder eines Werkstücks in Richtung der Stellen mit niedriger Temperatur geleitet. Dies erfolgt entweder durch Wärmeleitung, Konvektion, Wärmestrahlung oder Wärmedurchgang. Da in den durchgeführten Untersuchungen alle Arten der Wärmeübertragung auftreten, wird im Folgenden näher auf die einzelnen Wärmeübertragungsverfahren eingegangen [62].

Wärmeleitung

Innerhalb eines Körpers kann ein Wärmefluss stattfinden. Je höher die werkstoffabhängige Wärmeleitfähigkeit eines Körpers ist, desto schneller wird die Wärme durch das Material geleitet. Um eine gleichmäßige Wärmeverteilung zu erzielen, ist eine hohe Wärmeleitfähigkeit erforderlich [62].

Sobald eine Werkstückoberfläche induktiv erhitzt ist, findet automatisch auch Wärmeleitung in das Innere des Werkstückes statt. Die in das Werkstückinnere geleitete Wärmemenge ist abhängig von der Aufheiz- oder Haltezeit bei einem relativ hohen Temperaturniveau. Je länger Wärmeenergie eingebracht wird, desto größer ist die Wärmeflussdichte \dot{Q}_W in das Werkstückinnere hinein. Die Wärmeleitfähigkeit λ wird mit folgender Formel beschrieben [62, 66]:

$$\lambda = \frac{\dot{Q}_W \cdot l}{A \cdot \Delta T} \quad (2.4)$$

Hierbei stellt A die Querschnittsfläche des Werkstücks, l die Länge des Körpers und ΔT die Temperaturdifferenz dar.

Konvektion

Bei Fluiden oder Gasen tritt Konvektion als Ausbreitungsart der Wärme auf. Hier wird die Wärme vom Medium mitgeführt und verteilt. Ebenso kann die Wärme auf das Medium übergehen. Der Teil der Wärme, der nicht in das Werkstück hinein geleitet, sondern an die Umgebung abgegeben wird, wird als Konvektionswärme bezeichnet. Diese tritt bei allen induktiven Erwärmungsverfahren auf. Die durch Konvektion übertragene Wärmestromdichte \dot{Q}_W ergibt sich mithilfe des Wärmeübergangskoeffizienten des Materials α zu [60, 62]:

$$\alpha = \frac{\dot{Q}_W}{A \cdot \Delta T} \quad (2.5)$$

In Laborversuchen ist Konvektion in Form von Luft und Wasser zur Kühlung des Prüfkörpers und des Prüfaufbaus üblich. In Tabelle 2.4 sind Wärmeübergangszahlen für Luft und Wasser mit unterschiedlichen Geschwindigkeiten angegeben.

Tabelle 2.4: Wärmeübergangskoeffizienten für die Medien Luft und Wasser in unterschiedlichen Bewegungsstadien [67, 68, 69]

| Medium | Bewegungsstadium | Wärmeübergangskoeffizient |
|--------|--|--|
| Wasser | Im Rohr strömend | 2300 - 4700 W/m ² K |
| Wasser | Freie Strömung | 70 - 700 W/m ² K |
| Wasser | Erzwungene Strömung | 600 - 12000 W/m ² K |
| Luft | Senkrecht zur Metallwand mäßig bewegt | 23 - 70 W/m ² K |
| Luft | Senkrecht zu Metallwand kräftig bewegt | 58 - 290 W/m ² K |
| Luft | Längs zu ebener Wand mit polierter Oberfläche, $v > 5$ m/s | $7,01 \cdot v^{0,78}$ W/m ² K |

Wärmestrahlung

Die Wärmestrahlung beschreibt die Abstrahlung von Wärmeenergie durch einen Raum. Sie besteht aus elektromagnetischen Wellen und findet somit auch in einem Vakuum statt. Jeder Körper strahlt entsprechend seinem Energiegehalt. Auch über diesen Weg stellen sich Wärmeverluste ein. Die Strahlung hängt jedoch maßgeblich von der Oberflächenbeschaffenheit des Werkstücks ab. Hier gilt die Regel, je höher das Absorptionsvermögen ist, desto größer ist das Emissionsvermögen eines Körpers. Bei gleicher Temperatur strahlen glatte, helle Flächen schlechter als raue, dunkle Flächen. Der Emissionsgrad ϵ wird mithilfe der Stefan-Boltzmann-Konstante ($\sigma = 5,67032 \cdot 10^{-8} \text{ W} \cdot \text{m}^{-2} \cdot \text{K}^{-4}$) wie folgt bestimmt [60, 62, 70].

$$\epsilon = \frac{\dot{Q}_W}{\sigma \cdot A \cdot T^4} \quad (2.6)$$

Wärmedurchgang

Der Wärmedurchgang ist eine Kombination aus Wärmeleitung und Wärmeübergang. Hat beispielsweise eine Versuchsprobe auf einer Seite Kontakt zu einem Medium mit einem höheren Wärmeenergieniveau, geht ein Teil der Wärme auf den Festkörper über. Da das Material nun in einem Bereich ein höheres Temperaturniveau besitzt als im restlichen Körper, wird Wärmeleitung innerhalb des Materials hervorgerufen. Ergibt sich daraufhin eine Differenz zwischen der Materialwärme und dem Umgebungsmedium auf der anderen Festkörperseite, findet auch hier ein Wärmeübergang statt. Der Wärmedurchgangskoeffizient κ wird wie folgt beschrieben [60, 62].

$$\kappa = \frac{\dot{Q}_W}{A \cdot \Delta T} \quad (2.7)$$

2.4.3 Elektromagnetische Effekte

Um die Spule der Anwendung entsprechend korrekt auslegen zu können und die Entwicklung und Wirkung des magnetischen Feldes auf die Versuchsprobe zu verstehen, werden im Folgenden relevante elektromagnetische Effekte beschrieben.

Skin Effekt

Die Leitung des elektrischen Stromes verläuft bei Gleichstrom gleichmäßig über den gesamten Leiterquerschnitt verteilt, wie im linken Bild der Abbildung 2.14 a darstellt. Wird der Leiter jedoch von Wechselstrom durchflossen, wie in Abbildung 2.14 a rechts dargestellt, ändert sich die Stromdichteverteilung. Hier ist ebenfalls zu erkennen, dass sich der Strom in den oberflächennahen Bereichen des Leiters konzentriert, sodass in der Mitte des Leiters kein Strom fließt. Dieses Phänomen wird als Skin Effekt bezeichnet [60].

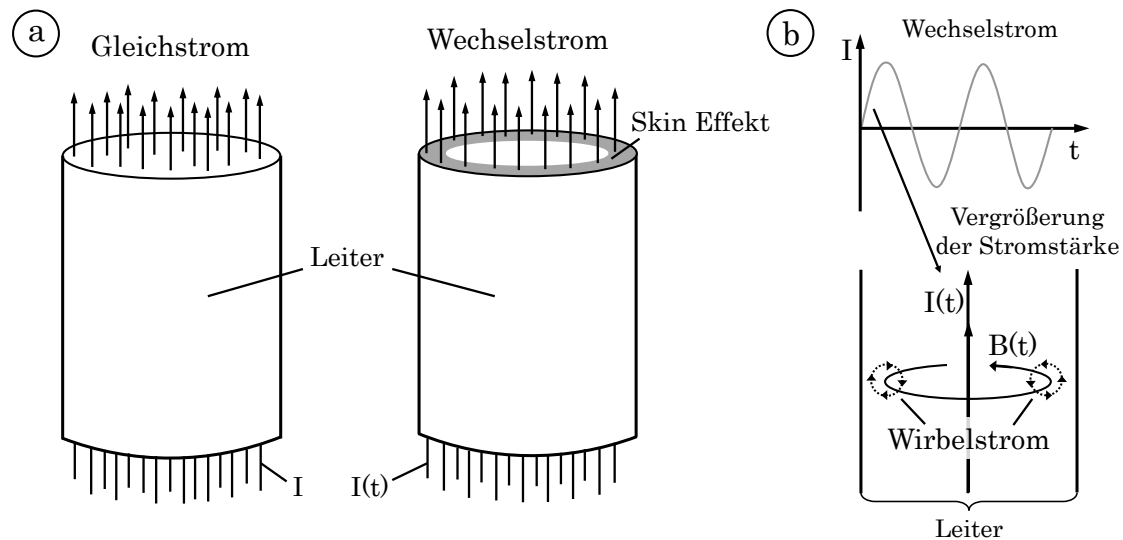


Abbildung 2.14: Darstellung der Ursache für den Skin Effekt

- (a) Zwei Leiter werden von Strom durchflossen - ein Leiter führt Gleichstrom (links), ein Leiter führt Wechselstrom (rechts)
- (b) Wechselstrom verursacht ein sich änderndes Magnetfeld im Leiter und induziert Wirbelströme

In einem mit Wechselstrom durchflossenen Leiter ändert der Strom mit einer bestimmten Frequenz permanent seine Richtung. Dies führt dazu, dass sich auch das durch den Stromfluss erzeugte Magnetfeld ständig auf- und wieder abbaut. Wird der oszillierende Strom betrachtet und angenommen, dass sich die Stromstärke beispielhaft vergrößert, wird auch das Magnetfeld größer. Nach dem Induktionsgesetz verursacht eine Veränderung des magnetischen Feldes eine Induktionsspannung in der Magnetfeldumgebung,

die der Flussänderung entgegen wirkt. Diese Spannung erzeugt gleichgerichtete Kreisströme, die sogenannten Wirbelströme. Für den elektrischen Leiter bedeutet dies, dass die positive Änderung der Stromstärke in der Mitte des Leiters gemindert wird, da die Wirbelströme dieser entgegenwirken. In Abbildung 2.14 b ist der Verlauf der Wirbelströme schematisch durch gepunktete Kreislinien dargestellt. Hier ist zu erkennen, dass sie kurzgeschlossen sind und hierdurch im oberflächennahen Bereich des Leiters mit der Flussrichtung wirken. Somit wird der Stromfluss im Randbereich verstärkt [60, 62, 71].

Das gleiche Prinzip wirkt nicht nur im Leiter, sondern auch in elektrisch leitenden Werkstücken und Proben, die in dem Wirkungsbereich des Primärmagnetfeldes positioniert sind. Das leitfähige Material des Werkstücks beeinflusst die Ausbreitung des Magnetfeldes, sodass Wirbelströme in Oberflächennähe schnell an Intensität verlieren, je tiefer sie im Werkstück eingebracht werden. Die Stromeindringtiefe beziehungsweise Skintiefe δ_s bezeichnet die Distanz zur Werkstückoberfläche, in der die Stromdichte bis auf etwa 37 % der an der Werkstückoberfläche geführten Stromdichte gesunken ist. In dieser Tiefe ist auch die Leistungsdichte auf 14 % abgesunken. Das bedeutet, dass 63 % der Stromstärke und 86 % der Leistungsdichte in der oberflächennahen Werkstückschicht mit der Tiefe δ_s umgesetzt werden [60, 61, 62].

Die Eindringtiefe ist sowohl von dem eingesetzten Werkstoff mit der durch ihn bestimmten elektrischen Leitfähigkeit κ und seiner Permeabilität μ als auch von der Frequenz f des Erregerstromes abhängig. Je höher die Frequenz ist, desto kleiner ist die stromdurchflossene Schicht. In Abbildung 2.15 ist eine Spule um ein Werkstück gelegt. Die Querschnittsabbildung verdeutlicht durch die Bündelung der Magnetfeldlinien die Feldintensität und folglich die Eindringtiefe in das Werkstück. Sie lässt sich wie folgt berechnen [60, 61, 62, 64]:

$$\delta_s = \frac{1}{\sqrt{\pi \cdot f \cdot \kappa \cdot \mu}} \quad (2.8)$$

Da die lokale Stromstärke $I(y)$ mit zunehmender Tiefe y in der Probe abnimmt, wird auch die Konzentration des magnetischen Feldes H geringer, je weiter entfernt diese von der Probenfrontseite aus gemessen wird [60].

$$I(y) = I_0 e^{-\frac{y}{\delta_s}} \quad (2.9)$$

Der Widerstand R_Ω eines mit Wechselstrom $I(t)$ durchflossenen Leiters steigt mit zunehmender Frequenz gegenüber dem Widerstand eines mit Gleichstrom I durchflossenen Leiters wesentlich an. Die im Werkstück erzeugten Wirbelströme treffen somit auf den spezifischen Widerstand des Werkstoffes und setzen die Leistung P_J um. Hierdurch sind sie für die Erwärmung des Werkstücks verantwortlich [60].

$$P_J = I(t)^2 \cdot R_\Omega \quad (2.10)$$

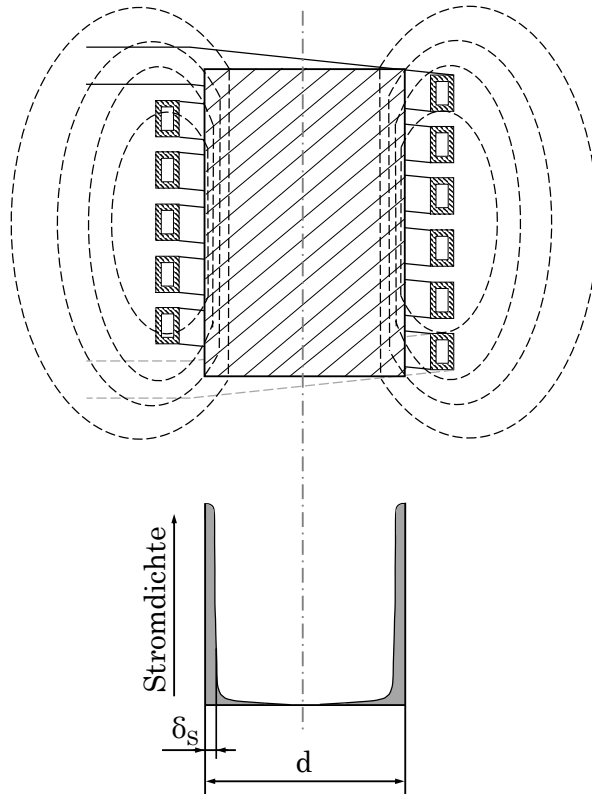


Abbildung 2.15: Schematische Darstellung der Eindringtiefe des Magnetfeldes in ein Werkstück (oben) und dazugehörige Stromdichteverteilung (unten) nach [62]

Proximity Effekt

Beim Skin Effekt wird ein alleinstehender Leiter beziehungsweise das Werkstück betrachtet, ohne dass Wechselwirkungen mit anderen stromführenden Teilen berücksichtigt werden. Wenn zwei Induktorwindungen in unmittelbarer Nähe zueinander verlaufen und der Strom in beiden Leitern in die gleiche Richtung fließt, wie im unteren Teil der Abbildung 2.16 dargestellt ist, wirken die erzeugten magnetischen Felder zwischen den beiden Leitern gegeneinander und heben sich unter Umständen sogar vollständig auf, sodass das magnetische Feld um die Leiter als Ganzes verläuft und nicht jeder einzeln betrachtet werden kann. Dieses Phänomen wird bei mehrwindigen, runden Induktoren für TMF Versuche ausgenutzt, da das magnetische Feld nicht um jede Windung einzeln, sondern um alle Windungen herum wirkt und das Magnetfeld somit in der Induktormitte

verstärkt. Werden die Spulenwindungen jedoch mit gegenläufigen Strömen durchflossen, wirken die magnetischen Felder um die Windungen zwischen den Leitern in die gleiche Richtung und formen ein starkes magnetisches Feld zwischen den beiden Leitern. Dies ist im oberen Teil der Abbildung 2.16 durch Feldlinien kenntlich gemacht. Dieser Effekt wird als Proximity Effekt bezeichnet [60].

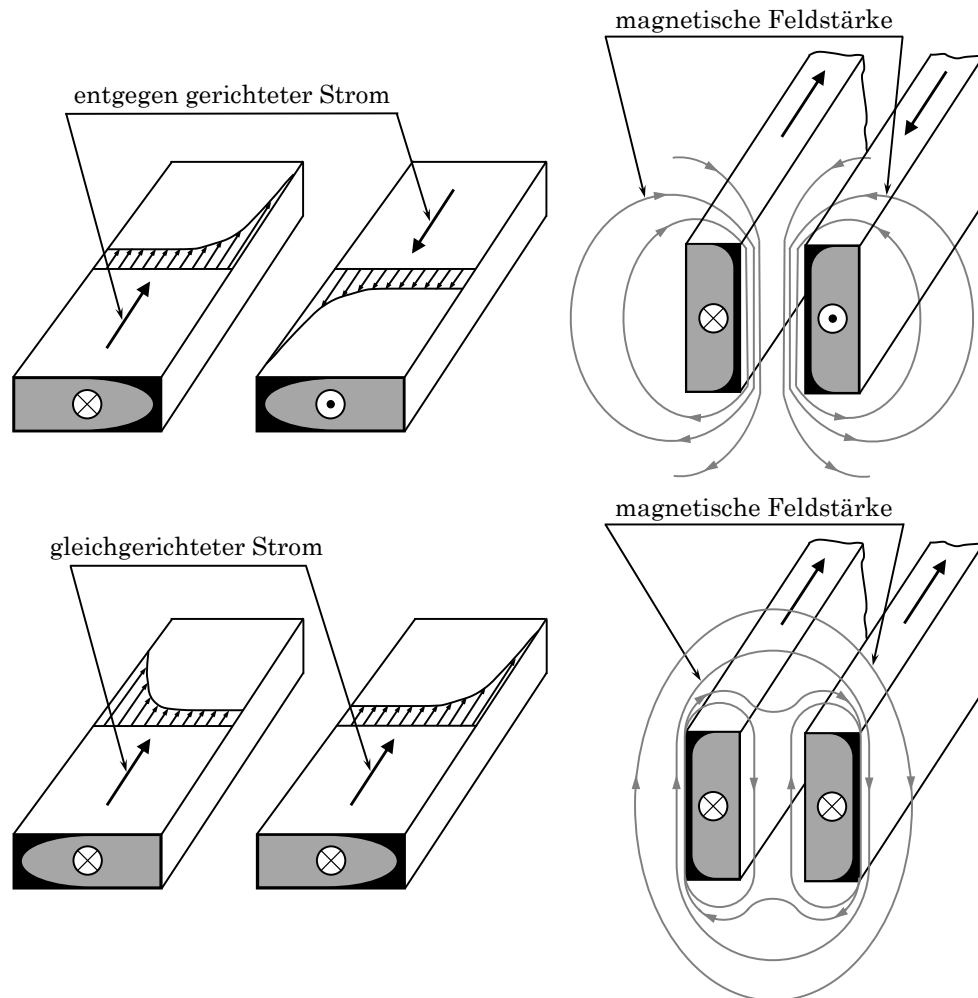


Abbildung 2.16: Schematische Darstellung des Proximity Effekt Einflusses auf die Ausbreitung des magnetischen Feldes und des Stromausbreitungspfad bei entgegengesetzter (oben) und gleicher Stromflussrichtung (unten) nach [60]

Die Wirkung des Proximity Effektes nimmt mit zunehmendem Abstand zwischen den Leitungen ab. Durch diesen Effekt können unterschiedliche Aufheizmuster erzeugt werden. Hierzu wird die Spule in unterschiedlichen Abständen vor dem Werkstück positioniert. In einem kleinen Kopplungsspalt verlaufen die Feldlinien konzentriert. In Abbildung 2.17 ist

links zu sehen, dass die konzentrierten Feldlinien intensiver auf eine kleine Fläche wirken. Je weiter das Werkstück von der Spule entfernt ist, desto breiter wird der Wirkungsbereich der Spule. Da die Feldlinien bei einem größeren Abstand nicht mehr so gebündelt verlaufen, wird das magnetische Feld schwächer. Beim Aufheizen eines sich nicht drehenden zylindrischen Werkstücks, das von einer Spule umgeben, jedoch nicht konzentrisch positioniert ist, ergibt sich eine ungleichmäßige Erwärmungszone. Auf der einen Seite findet eine intensive Erwärmung eines schmalen Bereiches statt, der von der Spulenbreite abhängig ist, wohingegen auf der gegenüberliegenden Seite ein wesentlich breiterer Bereich relativ schwach erwärmt wird. Zwischen den beiden Bereichen ergibt sich ein gleichmäßiger Übergang, siehe Abbildung 2.17 rechts [60].

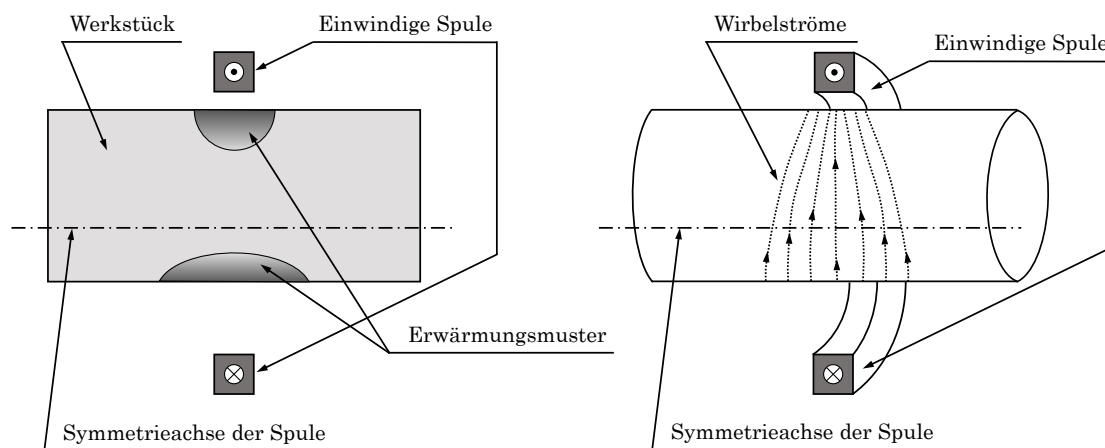


Abbildung 2.17: Nachbarschaftseffekt bei nicht symmetrischer Spulenanordnung mit resultierendem erwärmten Bereich (links) und Wirbelstromverlauf (rechts) nach [60]

Konzentrator und Slot Effekt

Der magnetische Fluss beschreibt die absolute Menge von magnetischen Feldlinien, die eine bestimmte Fläche kreuzen. Sie sind stets geschlossen und bilden nach dem Gauß'schen Gesetz für Magnetfelder keine Monopole [60].

$$\vec{\nabla} \cdot \vec{B} = 0 \quad (2.11)$$

Dies bedeutet, dass alle Feldlinien, die in ein Volumen eintreten, das Volumen auch wieder verlassen. Magnetische Feldlinien können jedoch manipuliert werden. Sowohl die Position als auch die Stärke eines magnetischen Feldes kann auf unterschiedliche Arten

verändert werden. Wenn eine Spule von einem elektromagnetischen Schild, einem magnetischen Shunt oder einem magnetischen Flusskonzentrator umgeben ist, vermindern diese die Wirkung des Magnetfeldes auf die umliegenden Komponenten. Sie ermöglichen eine Ausrichtung des magnetischen Feldes [60].

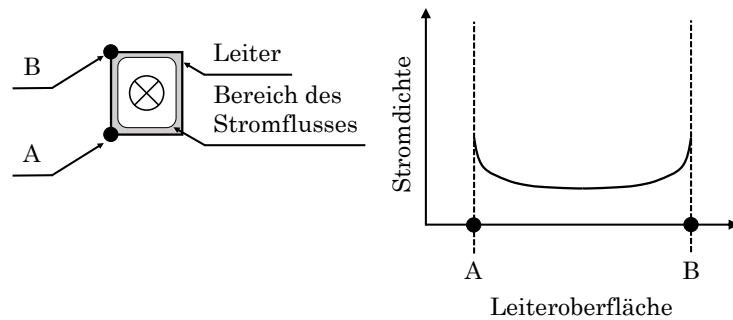
Der magnetische Flusskonzentrator intensiviert das Magnetfeld in eine bestimmte Richtung. Er wird aus einem Material mit hoher Permeabilität und geringem Energieverlust gefertigt. Das Material besteht aus Weicheisenpartikeln in einer Polymermatrix, bei der zumeist Werkstoffe auf Eisen-, Nickel- oder Kobaltbasis eingesetzt werden. Das Konzentratormaterial wird genau an die Spulengeometrie angepasst und mit einem hoch leitfähigen Kleber mit der Spule verbunden. Ohne einen Konzentrador verläuft der Magnetfluss ringförmig um die Spule herum und beeinflusst alle elektrisch leitenden Komponenten in seinem Wirkungsradius. Der Konzentrador bietet dem magnetischen Fluss durch seine gute elektrische Leitfähigkeit einen komfortableren Weg. Dies bewirkt, dass der Magnetfluss außerhalb der Spule im Konzentrador verläuft und beim Verlassen des Konzentradors durch den Spalteneffekt gebündelt unter der Spule in das Werkstück eindringt. Dies ermöglicht eine lokal verstärkte Erwärmung der Werkstückoberfläche [60, 62, 64].

Durch den Nachbarschaftseffekt verläuft der Strom, wie in Abbildung 2.18 b dargestellt, beinahe vollständig auf der werkstückzugewandten Seite der Spule. Wird ein Konzentrador um die Spule gelegt, der alle vom Werkstück abgewandten Seiten mit ferritischem Material umschließt, verläuft der Strom auf der freien Spulenseite. In Abbildung 2.18 c ist zu erkennen, dass sich der Stromfluss in der Nähe des Spaltes konzentriert. Dieser Effekt tritt auch ohne die Beteiligung eines Werkstückes auf und wird Slot- oder Spalteneffekt genannt. Konzentratoren verbessern die Prozesseffizienz, indem sie Streuverluste verringern. Dadurch ist insgesamt weniger Leistung notwendig, um ein vergleichbares Erwärmungsergebnis zu erzielen [60].

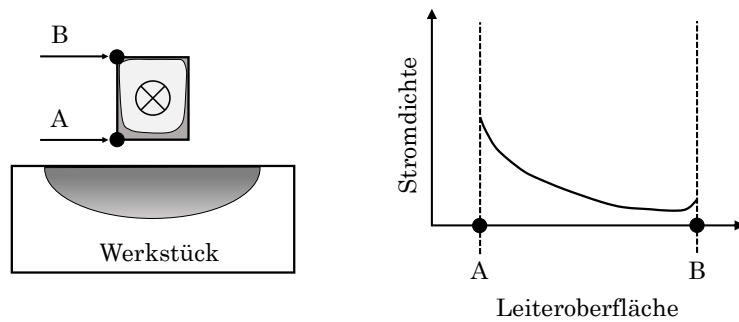
2.4.4 Grundlagen für die Entwicklung eines Induktors

Die Energiequelle einer Induktionsanlage wird als frequenzerzeugende Anlage bezeichnet. Ihr Aufbau muss der geforderten Leistung angepasst sein. Grundsätzlich lassen sich die Frequenzerzeuger in Maschinenumformer, Ionenumformer, statische Frequenzvervielfacher sowie statische Umrichter und Röhrengeneratoren einteilen. Die verwendete Induktionsanlage zählt zu den statischen Umrichtern und besteht aus einem volltransistorischen Hochfrequenzgenerator und einem Außenkreis. Der Generator enthält einen ungesteuerten Gleichrichter in Drehstrombrückenschaltung. Durch die Variation der Schaltfrequenz kann die Leistungseinstellung vorgenommen werden. Diese sowie der hochfrequente Strom und die Kondensatorspannung des Außenkreises sind steuer- und regelbar [62, 72].

a) Stromflussbereich in geradem Leiter



b) Neuausrichtung des Stromes durch den Nachbarschaftseffekt



c) „Slot“ Effekt

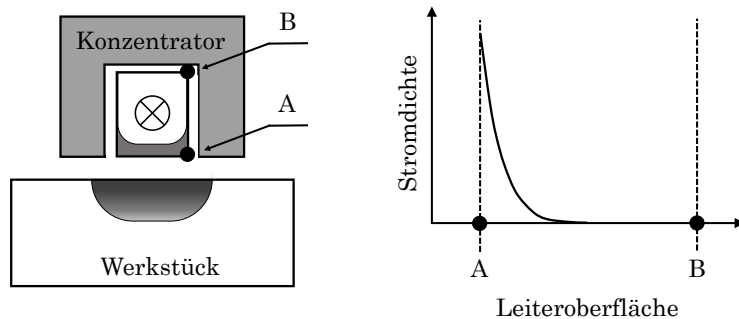


Abbildung 2.18: Stromflusspfad in der Spule ohne (a) und mit Konzentrator (c) sowie Wirkungsbereich im Werkstück und Veränderung des Stromflusspfades in der Spule ohne (b) und mit (c) Konzentrator nach [60]

Der Generator gibt Leistung über die Kondensatoren des Außenkreises an den Induktor ab. Diese Leistung ist ebenso wie die Anlagenfrequenz abhängig von der Bauweise des Systems. Wie in Abschnitt 2.4.4 beschrieben ist, können die beiden Parameter in geringem Maß von der Anpassung des Außenkreises beeinflusst werden. Dieser besteht aus einem Schwingkreis zwischen den Kondensatoren und einem induktiven Verbraucher, der

wiederum von Induktor und Werkstück gebildet wird [73]. Im Folgenden wird näher auf die Regelung der Induktionsanlage und die Randbedingungen bei der Induktorentwicklung eingegangen.

Regelung einer Induktionsanlage

Die Grundaufgabe der Induktionsanlage ist das Erwärmen eines metallischen Werkstücks mit einer bestimmten Masse innerhalb einer vorgegebenen Zeit auf eine definierte Temperatur. Hierzu muss eine entsprechende Wärmemenge Q_W in das Werkstück eingebracht werden, die neben der zu erwärmenden Masse m sowohl von der Temperaturdifferenz zwischen Ausgangs- und Zieltemperatur ΔT als auch von der spezifischen Wärmekapazität des Werkstoffes c abhängig ist. Die für die Werkstückerwärmung benötigte Leistung P_W muss unter Berücksichtigung der Wirkzeit t_h bestimmt werden [62].

$$Q_W = m \cdot c \cdot \Delta T \quad (2.12)$$

$$P_W = \frac{Q_W}{t_h} \quad (2.13)$$

Die Regelparameter des induktiven Erwärmungsprozesses sind der Strom I , die Spannung U und die Leistung P , die der Generator an den Außenkreis abgibt. Die Induktivität des Außenkreises wird durch den Induktor und das Werkstück gebildet und übt somit einen Einfluss auf die Frequenz f aus. Der Werkstückwiderstand hat eine Rückwirkung auf den Induktor, sodass die Induktivität nicht konstant ist. Dies wird durch den temperaturabhängigen spezifischen elektrischen Widerstand ρ des Werkstoffes hervorgerufen [73].

Der primär zu erhitzende Bereich kann durch eine angepasste Anlagenfrequenz genau eingestellt werden. Je nach Verwendungszweck muss also die Anlage in Abhängigkeit von dem geforderten Frequenzbereich gewählt werden. In Tabelle 2.5 sind die gängigen Frequenzbereiche mit Anwendungsbeispielen beschrieben.

Die Erwärmung eines Werkstücks ist maßgeblich abhängig von:

- Generatorleistung
- Magnetfeldintensität
- Abstand zwischen Induktor und Werkstück
- Werkstoffeigenschaften des Werkstücks
- Verhältnis von Werkstückabmessung und Eindringtiefe

Tabelle 2.5: Frequenzbereich für den induktiven Erwärmungsprozess [60, 65]

| Frequenzbereich | | Einsatzgebiet |
|-----------------|-----------------|---|
| Netzfrequenz | 50 Hz - 300 Hz | induktives Schmelzen, Vorbereitung für das Warmwalzen |
| Mittelfrequenz | 1 kHz - 100 kHz | induktive Erwärmung größerer Werkstücke z.B. Blecherwärmung bei Oberflächenhärten |
| Hochfrequenz | 100 kHz - 6 MHz | Schmiedeerwärmung von Kleinteilen und Härten schwer aufheizbarer Materialien wie Aluminiumlegierungen |

Nach [62] sollte die Frequenz so hoch gewählt werden, dass das Verhältnis zwischen Eindringtiefe und Werkstückdurchmesser nicht größer als eins zu acht ist. Um einen möglichst hohen Wirkungsgrad der Energieübertragung zu erreichen, kann der Induktor zudem in seiner Form an das Werkstück angepasst werden.

Randbedingungen für die Entwicklung eines Induktors

Ein Ziel bei der Entwicklung einer Induktorgeometrie ist ein hoher Wirkungsgrad der Energieübertragung vom Induktor auf das Werkstück. Dieser Wirkungsgrad ist durch das Verhältnis der im Einsatz umgesetzten zu der insgesamt eingesetzten Leistung definiert. Um einen konstanten Wirkungsgrad zu erzielen, sollte das Verhältnis von Werkstückdicke zum Eindringmaß möglichst groß sein [61, 62].

In Bezug auf die Feldausbreitung kann eine Unterteilung in Innenfeld- und Außenfeldinduktoren vorgenommen werden. Wie in Abbildung 2.19 a dargestellt, befindet sich das Werkstück bei den Innenfeldinduktoren im Bereich der größten Magnetfelddichte. Sie kommen beispielsweise bei den in Abschnitt 2.3.3 beschriebenen TMF Versuchen zum Einsatz. Außenfeldinduktoren finden beispielsweise bei der Härtung von Bohrungen Anwendung, wie in Abbildung 2.19 b dargestellt ist. Hierbei liegt die zu erwärmende Fläche nicht im Bereich der größten Feldkonzentration, wodurch eine breitere Fläche weniger intensiv erwärmt wird als bei Innenfeldinduktoren. Die Wirkungsweise der beiden Arten unterscheidet sich dementsprechend erheblich. Der Wirkungsgrad von Innenfeldinduktoren liegt zwischen 50 % und 90 %, wohingegen Außenfeldinduktoren einen Wirkungsgrad von gerade einmal 30 % bis 50 % aufweisen. Eine besondere Art der Außenfeldinduktoren sind die Flächeninduktoren. In Abbildung 2.19 c ist der Wirkbereich dieser Induktoren skizziert. Sie erwärmen eine ebene Fläche in ihrem Außenfeld und weisen einen Wirkungsgrad zwischen 30 % und 60 % auf [62].

Das Erreichen einer hohen Temperatur im Werkstück nach kurzer Zeit erfordert hohe Stromdichten im Induktor. Um diese umzusetzen, ist ein Material mit hoher elektrischer Leitfähigkeit wie Kupfer oder Silber zu verwenden. Wird ein Werkstoff mit geringerer

elektrischer Leitfähigkeit eingesetzt, steigen die Wärmeverluste in der Spule an. Die während des Prozesses erzeugte Wärme wird üblicherweise durch eine interne Wasserkühlung abgeführt. Der Kühlkanal beeinflusst die Ausbreitung des magnetischen Feldes nicht, da der Strompfad aufgrund des Skin Effektes nicht im Querschnittsinneren verläuft. [62].

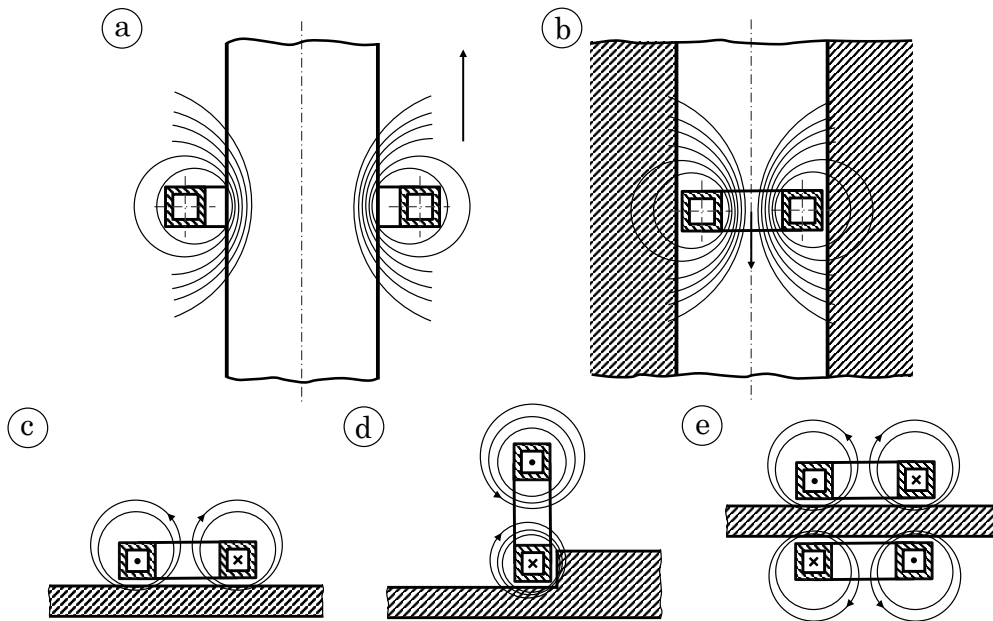


Abbildung 2.19: Induktorarten und ihre Wirkungsweise auf Werkstücke nach [62]:
 (a) Innenfeldinduktor, (b) Außenfeldinduktor und (c-e) Flächeninduktor

Die Temperaturverteilung im Werkstück ist abhängig von der Induktorgeometrie und seinem Abstand zum Werkstück. Ein geringer Abstand zwischen den Spulenwindungen homogenisiert das Temperaturfeld über die Erwärmungsfläche. Weiterhin kann der Abstand zwischen Werkstück und Induktor vergrößert werden, da so die Wirkungszone vergrößert wird. Jedoch ist zu beachten, dass der Kopplungsabstand einen erheblichen Einfluss auf die Erwärmungsgeschwindigkeit und die Maximaltemperatur ausübt, da sich der thermische Wirkungsgrad mit größeren Abständen verschlechtert. Hier muss ein Kompromiss eingegangen werden. Die Spulengeometrie wirkt sich aufgrund der Wirbelstromverteilung positiv auf das Widerstandsverhalten der Induktorwicklung aus, wenn die Leiteroberfläche im Verhältnis zum Querschnitt groß ist. Dies bedeutet, dass flache Bänder zur Weiterleitung von hochfrequenten Strömen am besten geeignet sind. Folglich sind quadratische oder vierkantige Spulenquerschnitte einer runden Geometrie vorzuziehen [62].

Die Wandstärke eines Induktors ist abhängig von der Stromeindringtiefe. Dementsprechend kann bei einer höheren Frequenz eine geringere Wandstärke eingesetzt werden, solange die Formstabilität des Induktors gewährleistet ist. Um eine effektive und gleichmäßige Erwärmung zu erzeugen, sollte die Geometrie des Induktors möglichst genau an die zu erwärmende Werkstückkontur angepasst werden. Daher muss der Induktor allerdings auch formfest sein und mechanischem sowie elektrischem Einwirken standhalten [74].

2.5 Zusammenfassung der Grundlagen

In diesem Kapitel wird zunächst die komplexe Motorenkomponente Zylinderkopf vorgestellt (Abschnitt 2.1). Neben seinem Aufbau und den Anforderungen an das Bauteil wird ebenfalls auf den Herstellungsprozess und daraus folgend auf die häufig für den Zylinderkopf eingesetzte Legierung AlSi10Mg(Cu) eingegangen. Diese eignet sich sowohl fertigungstechnisch als auch durch ihre guten physikalischen Eigenschaften besonders für den Einsatz unter hohen thermischen und mechanischen Wechselbelastungen.

Der Kokillenguss als Urformverfahren für Zylinderköpfe prägt die Gefügeausbildung des Bauteils und damit auch zu einem gewissen Grad die Festigkeitseigenschaften signifikant. In Abschnitt 2.2 werden neben den Gefügeeigenschaften und den physikalischen Eigenschaften auch der Einfluss der Legierungselemente beschrieben. Daraufhin ergibt sich die metallkundliche Betrachtung der Legierung. Aluminiumlegierungen weisen eine dendritische Gefügestruktur auf, die maßgeblich durch den mittleren Abstand der Dendritenarme charakterisiert wird. Die Festigkeitseigenschaften können nach dem Gießen durch eine Wärmebehandlung bis zu einem gewissen Grad gesteigert werden.

In Abschnitt 2.3 wird auf die in dem Zylinderkopf wirkende thermomechanische Beanspruchung sowie die aus ihr resultierenden Schädigungen eingegangen. Anschließend werden Veröffentlichungen vorgestellt, in denen diese Schädigungsart bereits untersucht wird. Hier wird deutlich, dass Ansätze fehlen, die den Bezug zwischen der realen Beanspruchungssituation im Bauteil und dem Prüfkonzept über ein regelbares und simulativ abbildbares inhomogenes Temperaturfeld herstellen und zeitgleich eine Dokumentation der Rissinitiierung und des Rissfortschritts zulassen. Grundlegend für dieses neue Prüfkonzept ist das Erwärmungsprinzip. In diesem Kapitel werden Möglichkeiten einer Proben-erwärmung für diese Randbedingungen aufgezeigt und ihre Anwendbarkeit abgewogen. Fazit hieraus ist, dass das in TMF Untersuchungen bereits angewendete Konzept der Induktion aufgrund von Reproduzierbarkeit, Prozesssicherheit und numerischer Abbildbarkeit am besten für diese Anwendung geeignet ist.

Anschließend werden die Grundlagen der induktiven Erwärmung in Abschnitt 2.4 erläutert. Hier wird neben den Funktionsprinzipien der Induktion und der Wärmeübertragung auf die hiermit verbundenen elektromagnetischen Effekte eingegangen. Weiterhin sind die relevanten Rand- und Rahmenbedingungen der Induktorauslegung benannt.

3 Simulationsprozesskette mit elementaren Prüfkomponenten

Im Rahmen dieser Arbeit wird eine Simulationsprozesskette zur Ermittlung der thermischen Belastung einer Versuchsprobe erstellt. Mit ihr können schnelle und kostengünstige Probenvergleiche unter Anwendung physikalischer Gesetzmäßigkeiten durchgeführt und eine Aussage über die lokale Beanspruchung der Probe getroffen werden. Für die Validierung des erstellten Simulationsmodells ist die Kenntnis über betriebs- oder betriebsnahe Bedingungen notwendig, beispielsweise über einen Versuch oder eine Messung. Wenn die Materialeigenschaften, ihre Einflussfaktoren und die Belastung hinreichend genau beschrieben sind, können kostenintensive Versuchsaufwände und Entwicklungsschleifen eingespart werden.

Aufgrund der in Abschnitt 2.3.2 beschriebenen Vor- und Nachteile der vier möglichen Erwärmungsarten der Versuchsprobe, eignet sich das Induktionsprinzip am besten für die geplanten Untersuchungen eines induktiv erzeugten, inhomogenen Temperaturfeldes einer wassergekühlten Versuchsprobe für die Untersuchung der thermomechanischen Ermüdung am Referenzbauteil Zylinderkopf. Um die Belastung auch numerisch abzubilden, wird durch die Kopplung der Softwarekomponenten Maxwell, Mechanical und Fluent in der Workbench von ANSYS eine Simulationsprozesskette entwickelt. Mit ihr ist der Temperaturzyklus in der Versuchsprobe mit der Spulenstromstärke als Regelparameter abbildbar. In Abschnitt 3.1 wird der Aufbau der Simulationsprozesskette beschrieben. Darauf folgend wird auf das thermische Modell eingegangen, das die Randbedingungen für den Versuchszyklus definiert. Diese beiden Modelle bilden zusammengenommen in mehreren Iterationsschritten das transiente Temperaturfeld in der Probe ab. Für die einfache Handhabung und um die transiente Berechnung zu automatisieren, werden diese Prozessschritte miteinander gekoppelt. Die Entwicklung der Geometrie der zu erwärmenden Probe wird in Abschnitt 3.2 beschrieben. Ebenso wird hier die Simulationsprozesskette angewendet, um eine geeignete Spulengeometrie für die Versuchsrandbedingungen zu finden.

3.1 Simulationsprozesskette der induktiven Erwärmung eines Prüfkörpers

In den durchgeführten Untersuchungen findet eine Erwärmung der Probenoberfläche statt, die dem Ventilsteg des Zylinderkopfes nachempfunden ist. Da die thermische Belastung des Bauteils im motorischen Betrieb aus der oberflächennahen Verbrennung

resultiert und sich durch Wärmeleitung in das Innere des Bauteils ausbreitet, soll das magnetische Feld in einem Berechnungsmodell so dargestellt werden, dass nur die Probenoberfläche erhitzt wird. Mithilfe einer transienten Temperaturfeldberechnung werden die durch Induktion in der Aluminiumprobe erzeugten Temperaturbedingungen abgebildet. Zu diesem Zweck wird eine Simulationsprozesskette konzipiert.

Die Prozesskette besteht im Wesentlichen aus der Wiederholung zweier Phasen. Zunächst findet die induktive Erwärmung der Probe statt, woraufhin eine Abkühlphase ohne Induktorbeteiligung erfolgt. Beide Phasen zusammengenommen bilden einen thermischen Zyklus und können beliebig oft in einer zeitlichen Schleife berechnet werden. Die Simulationsprozesskette ergibt sich aus den geometrischen Daten der beteiligten Bauteile, dem elektromagnetischen Berechnungsmodell, dem thermischen Berechnungsmodell sowie den Randbedingungen und Eingangsgrößen, die für alle Prozessschritte gelten.

Zuerst wird das durch die Spule erzeugte Magnetfeld berechnet und die sich hierdurch ergebenden Verlustleistungen in der Probe, die wiederum für die Berechnung eines Temperaturfeldes grundlegend sind. Diese Temperaturbelastung an der Probenoberfläche mit darauf folgender Wärmeleitung in das Innere der Probe wird durch die Kombination unterschiedlicher Berechnungsverfahren abgebildet.

Die Prozesskette wird aus unterschiedlichen Softwareanwendungen gebildet, die übergeordnet zusammengeführt und interaktiv durchlaufen werden. Für die Bestimmung der durch den Induktor erzeugten Magnetfelder und der daraus resultierenden Wirbelströme und Verlustleistungen wird ein elektromagnetisches Modell entwickelt. Die errechnete Verlustleistung aus diesem Modell wird als Belastung der Probe in ein transientes thermisches Modell übernommen. Eine Zweivegekopplung der beiden Modelle sieht den Austausch der Lösungsparameter vor. Hierdurch besteht die Möglichkeit, die durch die Verlustleistung herbeigeführte Erwärmung der Probe an das elektromagnetische Modell zurück zu geben, sodass die temperaturabhängigen Materialparameter im nächsten Berechnungsschritt angepasst werden können. Diese Kopplung ist als Ablaufdiagramm schematisch und unter Berücksichtigung der übergebenen Eingangsgrößen der beiden Modelle in Abbildung 3.1 dargestellt. Der Lösungsprozess befindet sich so lange in dem Kreislauf der Heizphase, bis eine vorgegebene Zeit t_{Heiz} erreicht ist. Ab diesem Zeitpunkt verkürzt sich die Prozesskette, indem das elektromagnetische Modell nicht weiter durchlaufen wird, da in der Kühlphase keine Erwärmung der Probe durch den Induktor stattfindet. Stattdessen ändern sich die Konvektionsrandbedingungen des thermischen Modells, sodass die Abkühlung der Probe berechnet wird. Der Lösungsprozess endet, sobald die Endzeit t_{End} erreicht ist.

Wie aus Abbildung 3.1 zu entnehmen ist, durchläuft die Prozesskette abwechselnd zunächst die elektromagnetische Berechnung und dann die thermische Berechnung. Hierbei übergibt das elektromagnetische Modell die Verlustleistung der Probe als Belastungsgröße an das thermische Modell, das seinerseits das resultierende Temperaturfeld als Belastungsgröße zurückgibt.

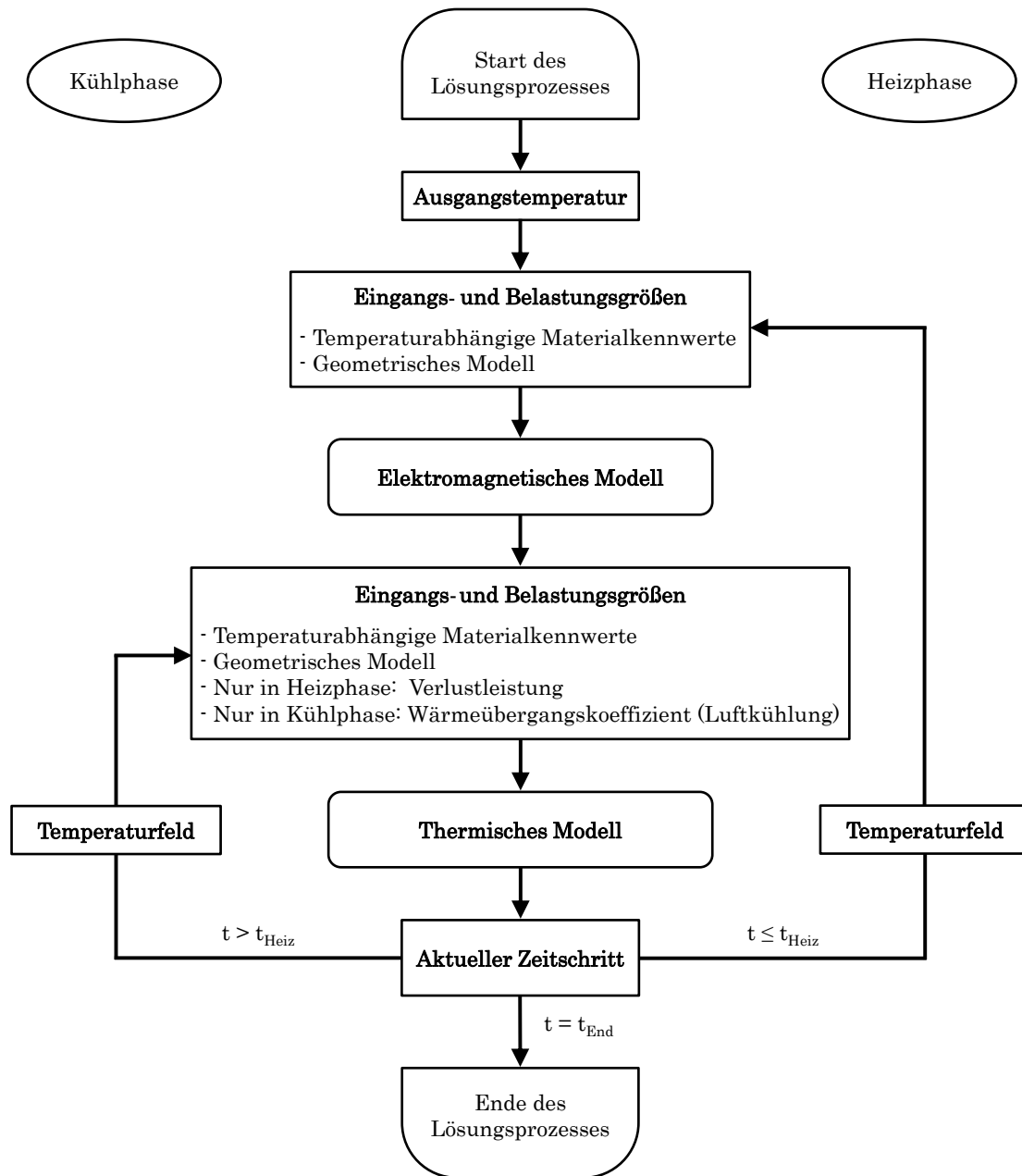


Abbildung 3.1: Ablaufschema der Simulationsprozesskette mit entsprechender Datenübergabe während der Heizphase und während der Kühlphase

3.1 Simulationsprozesskette der induktiven Erwärmung eines Prüfkörpers

Ist der Endzeitschritt der Heizphase erreicht, wechselt die Prozesskette in die ausschließliche Berechnung des Temperaturfeldes. Während dieser Phase ist der Induktor inaktiv und die Probe wird stattdessen mit Luft umströmt. Durch die Änderung der Wärmeübergangskoeffizienten wird diese neue Belastungsgröße realisiert. Für jeden Zeitschritt wird hier ein Temperaturfeld in Abhängigkeit der sich ändernden Wärmeübergänge berechnet.

Folgend wird die Entwicklung der Simulationsprozesskette beschrieben, mit deren Hilfe auch die passende Spulengeometrie für die thermomechanischen Untersuchungen erarbeitet werden kann. Da dies ein iterativer Prozess ist, wird zur Veranschaulichung des Simulationsprozesses eine Spulengeometrie verwendet, die das Resultat der in Abschnitt 3.2 beschriebenen Untersuchungen ist. Abbildung 3.2 zeigt die von einem Konzentrador aus dem magneto-dielektrischen Material Ferrotron 559 umgebene Spulengeometrie in einem einstellbaren Abstand vor dem Prüfkörper. Dieser ist durch Spannbacken fixiert.

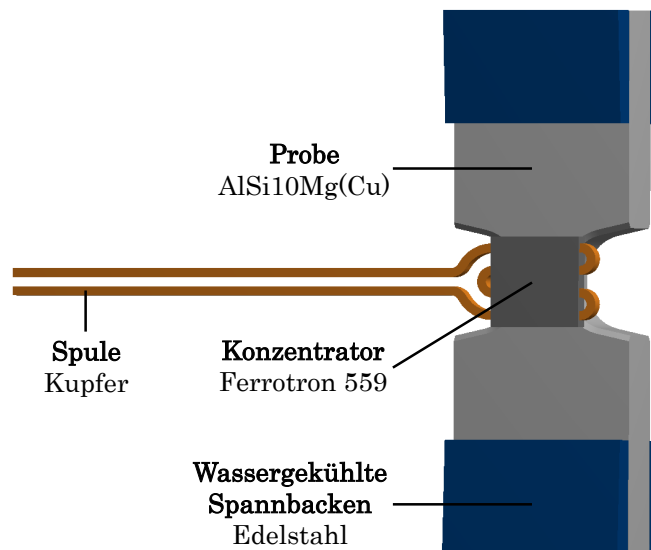


Abbildung 3.2: CAD-Ansicht des Induktors und des mit Spannbacken fixierten Probenkörpers

3.1.1 Elektromagnetisches Berechnungsmodell

Die dreidimensionale Wirbelstromberechnung basiert auf der Annahme, dass alle elektromagnetischen Felder mit der gleichen Frequenz pulsieren wie der Wechselstrom. Zunächst wird ein magnetisches Feld H bestimmt, das aus einem aufgebrachtem Wechselstrom resultiert. Daraufhin wird die magnetische Flussdichte B von diesem Magnetfeld abgeleitet und das elektrische Feld E für den gesamten Modellbereich ermittelt. Mit dieser Berechnung werden die Verlustleistung P und die Verlustleistungsdichte P_V entlang der Probenoberfläche bestimmt [75].

$$P = \sqrt{\frac{\omega\mu_0\mu_r}{8\kappa}} \int H_t \cdot H_t^* dS \quad (3.1)$$

$$P_V = \frac{P}{V_e} \quad (3.2)$$

Hierbei ist H_t die Tangentialkomponente des Wechselstromwiderstandes und H_t^* ihr komplexer Anteil. Weiterhin sind die Kreisfrequenz ω , die elektrische Leitfähigkeit des Leiters κ , die relative Permeabilität μ_r und die Permeabilität des Werkstoffes μ_0 für die Berechnung der Verlustleistung notwendig. Für die Berechnung der Verlustleistungsdichte wird die ermittelte Verlustleistung auf das Volumen des zu berechnenden Elements bezogen, wie in Formel 3.2 zu sehen ist [75].

Das im elektromagnetischen Modell eingesetzte Lösungsverfahren ist für einen hochfrequenten harmonischen Wechselstrom als Anregungsgröße und nicht lineare Materialeigenschaften geeignet. Bei diesem Verfahren werden zudem Wirbelstromeffekte berücksichtigt, sodass die Berechnung der Probenverlustleistung innerhalb der Skintiefe möglich ist. Indem der Skin Effekt auch auf die Spule wirkt, stellt sich ein Bereich hoher Stromflussdichte im äußeren Querschnittsbereich der Windungen ein, solange diese als Vollmaterial ausgeführt ist.

Um den Rechenaufwand gering zu halten, wird das Modell auf die wesentlichen, vom magnetischen Feld der Spule durchdrungenen Komponenten des Prüfaufbaus reduziert. Folglich wird neben dem Induktor, bestehend aus Spule und Konzentrador, nur die Versuchsprobe im Modell berücksichtigt. In Abbildung 3.3 ist weiterhin ein rot umrahmter Bereich zu erkennen, der das Modell umfasst. Diese Region beschränkt die Ausbreitung des Berechnungsbereiches, da für die Ermittlung des magnetischen Feldes die Vernetzung des gesamten Bereiches notwendig ist. Alle in diesem Bereich enthaltenen geschlossenen Feldlinien werden in der Berechnung berücksichtigt. Demzufolge muss die Region so groß gewählt werden, dass alle Feldlinien mit signifikantem Einfluss auf das Endresultat erfasst werden können. Weiterhin wird auf einer Seite der Region eine Fläche definiert, in der der Stromfluss in die Spule hinein und aus ihr heraus stattfindet. Die entsprechende Stromstärke wird über ein Skript gesteuert und kann frei definiert werden.

In einem weiteren Schritt werden den Volumenkörpern Materialien und die Eigenschaften elektrische Leitfähigkeit κ , magnetische Permeabilität μ_r und Dichte ρ zugeordnet. Die Probe besteht aus der Aluminiumlegierung AlSi10Mg(Cu), die Spule besteht aus Kupfer und der Konzentrador ist aus einer Verbindung von CFK und Eisen gefertigt.

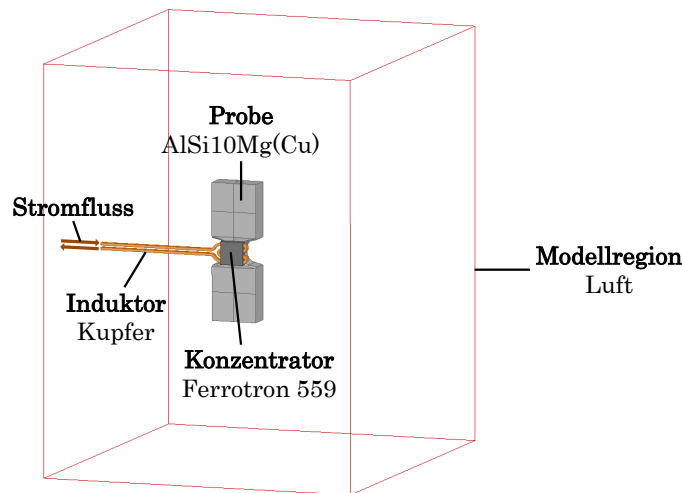


Abbildung 3.3: CAD-Ansicht des Modellaufbaus für die elektromagnetische Berechnung

Das elektromagnetische Modell muss ein durchgängiges Netz besitzen, um die magnetische Feldausbreitung berücksichtigen zu können. Diese Anforderung soll mit einer möglichst geringen Anzahl an Elementen erfüllt werden, sodass der Rechenaufwand so klein wie möglich gehalten wird. Durch einen adaptiven Vernetzungsalgorithmus kann diese Anforderung eingehalten werden. Hierbei wird das Modell zunächst mit einem sehr groben Netz versehen und ein erstes Zwischenergebnis berechnet. Im Anschluss daran wird der lokale Energiefehler auf Basis der magnetischen Flussdichte und des zweiten Gauß'schen Gesetzes für magnetische Felder, siehe Gleichung 2.11, bestimmt. Dieser wird mit einem vorgebbaren Konvergenzkriterium verglichen. Wird dieses lokal überschritten, erfolgt eine Netzverfeinerung in den Bereichen, die einen zu großen Energiefehler zwischen zwei benachbarten Elementen aufweisen [76]. Diese lokale Elementverfeinerung wird so oft wiederholt, bis das Netz an den notwendigen Stellen so fein ist, dass das Konvergenzkriterium erfüllt wird oder eine festgelegte Anzahl an Verfeinerungsschritten erreicht ist.

Weiterhin werden in dem Modell Randbedingungen gesetzt, wie beispielsweise die Frequenz des Wechselstromes und die Ausgangstemperatur. Die Anpassung auf elektromagnetisch relevante Materialparameter sowie Ausgangs- und Eingangsgrößen werden global durch ein Skript gesteuert und in Abschnitt 3.1.3 beschrieben [14, 75].

Aufgrund des direkten Zusammenhangs zwischen Verlustleistung und Erwärmung ist für die Spulenauslegung zunächst nur das elektromagnetische Modell notwendig. Durch die Intensitätsverteilung der Verlustleistung kann in diesem Modell eine erste Einschätzung getroffen werden, wie sich das erwärmte Feld in der Probe ausbreiten wird. Da dieser Versuchsaufbau eine neuartige Betrachtung der thermischen Beanspruchung darstellt, werden Annahmen getroffen und mit den im Versuch erlangten Erkenntnissen in einem iterativen Prozess Induktionsrandbedingungen erarbeitet.

3.1.2 Thermisches Berechnungsmodell

Aus der elektromagnetischen Simulation geht die Elementverlustleistung als zentrales Ergebnis hervor. Diese stellt die Belastungsgröße des transienten thermischen Modells dar. Nach den Formeln 2.12 und 2.13 wird die in der Probe erzeugte Temperaturänderung nach dem in Abbildung 3.1 dargestellten Vorgehen für jeden einzelnen Zeitschritt berechnet. Da jedoch neben der Probe und dem Induktor noch weitere Komponenten Einfluss auf die thermische Entwicklung des Modells ausüben, ist eine Erweiterung der Systemgrenzen notwendig. Der geometrische Umfang des Modells wird, wie in Abbildung 3.2 dargestellt ist, durch die zusätzliche Berücksichtigung von wassergekühlten Spannbacken einer servohydraulischen Prüfmaschine erweitert. Ebenso wie in dem elektromagnetischen Modell befindet sich der Induktor in einem definierten Abstand vor der Probe. Eine Region um die Komponenten ist in diesem Fall nicht notwendig, da das Umgebungsmedium in der thermischen Berechnung nicht relevant ist. Stattdessen erfolgt die thermische Wechselwirkung der Komponenten mit der Luft durch Konvektionsrandbedingungen an den Oberflächen.

In diesem Modell sind andere Materialeigenschaften von Bedeutung als in der elektromagnetischen Berechnung. Hier werden temperaturabhängige Materialparameter für das Probenmaterial AlSi10Mg(Cu) definiert. Die Wärmeleitfähigkeit κ und die spezifische Wärmekapazität c sind elementare Koeffizienten für Wärmeleitung in einem Volumen. Sie werden in Laborversuchen ermittelt und ebenso wie die Dichte ρ des Werkstoffs als Funktion in Abhängigkeit der Temperatur im Modell hinterlegt. Isotherme Werte für die Parameter können aus [14] entnommen werden.

Das thermische Modell ermöglicht das automatische Finden von Kontakten, indem ein Körper, der innerhalb eines bestimmten Abstandes von einem anderen Körper liegt, mit diesem verbunden wird. Diese thermische Verbindung setzt Wärmeleitung über die Kontaktfläche voraus, wobei von idealer thermischer Leitfähigkeit ausgegangen wird. Dies entspricht gleichen Temperaturrendbedingungen. Der Wärmefluss über diese Kontaktfläche kann durch die Vorgabe der Wärmeflussdichte angepasst werden, wobei jedoch viele Einflussparameter berücksichtigt werden müssen. Beispielsweise sind die Oberflächen von Spannbacken und Probe nicht ideal plan, sondern weisen eine bestimmte Rauigkeit auf. Um diesen Einfluss berechnen zu können, muss die wahre Kontaktfläche jeder Proben-Prüfstand-Kombination bestimmt werden, die nur einen geringen Anteil der scheinbaren Kontaktfläche ausmacht. Weiterhin wirken sich der Anpressdruck der Spannbacken sowie Oberflächenverschmutzungen und die Luftfeuchtigkeit zwischen den Oberflächen auf den Wärmeübergang negativ aus [77]. In Versuchen stellt sich zudem heraus, dass sowohl der Anpressdruck als auch die Kühlwassertemperatur der Spannbacken je nach Auslastung des Prüfsystems schwanken. Daher wird der Mittelwert der gemessenen Daten als konstant angenommen. Aufgrund der genannten Einflussparameter wird an dieser Stelle die Systemgrenze durch das Beaufschlagen der Spannbacken mit einer vorgegebenen Bauteiltemperatur gezogen.

3.1 Simulationsprozesskette der induktiven Erwärmung eines Prüfkörpers

Die Vernetzung des Modells wird so gewählt, dass global ein einheitliches Netz entsteht und dieses in dem unter thermomechanischer Beanspruchung kritischen Bereich in der Probenmitte innerhalb einer zylinderförmigen Region verfeinert wird. Hierdurch wird die genaue Abbildbarkeit der Wärmeausbreitung in dem zylindrischen Bereich um die Probenmitte ermöglicht und der Rechenaufwand gering gehalten. In Abbildung 3.4 ist ein Teilausschnitt der Probe zu sehen. Von der Probenmitte aus ergibt sich ein symmetrisches Netz in der erwarteten Rissebene. Dies ermöglicht eine detaillierte Abbildung der Temperaturgradienten in der Probe.

Für den Abgleich der Ergebnisse werden Regionen aus Knoten gebildet. Diese werden so gewählt, dass sie zur Position und Größe der im Versuch applizierten Thermoelemente passen, siehe Abschnitt 5.3. Jedes Thermoelement ist in einer Bohrung mit einem Durchmesser von 0,8 mm positioniert. Auf diese Weise wird die Kontaktfläche des Thermoelements in der Probe durch mehrere Knoten abgebildet. Das Ergebnis der thermischen Berechnung ist die Ausgabe einer Temperaturkurve für jede Messstelle. Beispielhaft ist in Abbildung 3.4 die Messstelle auf der Probenoberfläche rot markiert.

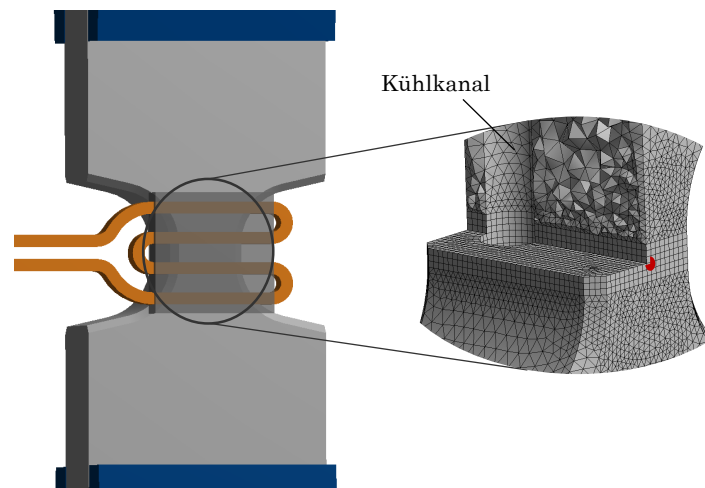


Abbildung 3.4: Ausschnitt der Versuchsprobe mit Einblick auf die Vernetzung im Probeninneren

Auf den Oberflächen der Komponenten werden je nach Umgebungsmedium Randbedingungen definiert. Hierzu zählen Konvektionsrandbedingungen für Luftströmung, die je nach Zugänglichkeit der Oberfläche eingeschränkt werden und Konvektionsrandbedingungen für Wasserströmung in den Kühlkanälen von Spule und Probe. In der Abkühlphase werden zusätzliche Randbedingungen für die Änderung des Wärmeüberganges durch zusätzlich verstärkte Anströmung auf allen Probenoberflächen definiert. Die Wärmeübergangskoeffizienten der Randbedingungen werden aus den Werten in Tabelle 2.4 abgeleitet. Eine weitere Randbedingung ist die Wärmeabfuhr aus der Probe durch die konstant temperierten Spannbacken.

Da der Temperaturzyklus in zwei Abschnitte unterteilt ist, werden zwei Arten von Belastung definiert. Zunächst erfährt die Probe eine Erwärmung, deren Dauer und Intensität durch ein Skript vorgegeben werden, wie in Abschnitt 3.1.3 beschrieben. Während dieser Zeit wirkt im thermischen Modell die aus dem elektromagnetischen Modell importierte Verlustleistung auf die Probe und die zuvor definierten Konvektionsrandbedingungen auf den äußeren Probenoberflächen sind aktiv. Darauf folgt die Abkühlphase, in der diese Belastung und die Konvektionsrandbedingungen der Probenoberflächen inaktiv geschaltet und durch den Import angepasster Wärmeübergangskoeffizienten aus der CFD-Berechnung für das Modell ersetzt werden. Diese stellen sich bei der aktiven Beströmung der Probe mit Luft ein. Alle übrigen Randbedingungen bleiben erhalten, sodass ebenfalls eine Wärmeabfuhr über die Wasserkühlung stattfindet.

3.1.3 Kopplung der Modelle zu einer skriptgesteuerten Prozesskette

Die beiden zuvor beschriebenen Modelle zur Bestimmung der elektromagnetisch erzeugten Verlustleistung und der daraus resultierenden Proben temperatur werden in einem weiteren Schritt zu der in Abbildung 3.1 dargestellten Prozesskette zusammengeführt. Ziel der Berechnungskette ist ein Temperatur-Zeit-Verlauf, der mit dem Aufheizen der Probe beginnt und zu einem definierten Zeitpunkt in die Abkühlphase wechselt. Für diese Betriebszustände werden zwei skriptgesteuerte Belastungsvarianten entwickelt, deren Unterschiede in Tabelle 3.1 aufgelistet sind. Im ersten Fall, Variante A, wird die Stromstärke konstant gehalten, was dazu führt, dass der Temperaturpfad bis zu einem bestimmten Wert steigt und je nach Stromstärke nach einer gewissen Zeit ein gleichbleibendes Niveau hält. Unter der Anwendung dieser Methode können Einflussfaktoren auf den Verlauf der Proben temperatur untersucht werden, siehe Abschnitt 5.2. Hierzu zählen neben der vorgegebenen Stromstärke auch der Abstand zwischen dem Induktor und der Probe sowie die Probenkühlung und die temperaturabhängigen Materialparameter. Für den Fall, dass eine bestimmte Temperatur in Abhängigkeit einer definierten Zeit erreicht werden soll, muss die Stromstärke variabel sein, um die Temperaturvorgabe einhalten zu können, Variante B. Dies wird in der zweiten Belastungsvariante umgesetzt. Mit ihr kann der Temperaturzyklus nachgerechnet werden, mit dem die Probe während der thermomechanischen Untersuchungen belastet wird, siehe Abschnitt 6.3.

Tabelle 3.1: Unterschiede der Varianten in der Simulationsprozesskette

| | Variante A | Variante B |
|-----------------------|--|---|
| Stromstärke | zeitlich konstant | zeitlich variabel |
| Untersuchungsergebnis | Einflussfaktoren auf Temperaturpfad prüfen | Temperaturzyklus mit Versuch abgleichen |

Zunächst wird die automatische Zeitschrittbestimmung im thermischen Modell aktiviert und dieser jeweils ein oberer und ein unterer Grenzwert für die Schrittweite zugeordnet. Diese Grenzwerte müssen der Temperaturänderungsrate der Heiz- und Kühlphasen entsprechend klein gewählt werden, um einen gleichmäßigen Verlauf zu erhalten, jedoch groß genug sein, um den Rechenaufwand gering zu halten. Bei der automatischen Zeitschrittweitenbestimmung innerhalb der vorgegebenen Grenzen wird die Größe der Lastinkremente zwischen den Schritten bestimmt und die Modellantwort berücksichtigt, wobei ein größerer Eigenwert zu einer Verringerung des Zeitschritts führt.

Weiterhin wird die zeitliche Einteilung der gesamten Zykluszeit in Aufheiz- und Abkühlphase vorgenommen. Während der Heizphase ist für Belastungsvariante A eine konstante Stromstärke definiert. In Belastungsvariante B erfolgt die Bestimmung der zeitabhängigen Stromstärke über einen zusätzlich hinterlegten Stromstärke-Zeit-Verlauf. Zwischen dem elektromagnetischen Modell und dem thermischen Modell werden für beide Varianten die Verlustleistungswerte für die Volumina Probe und Induktor als Belastung übergeben. Die Elementverlustleistung aus der elektromagnetischen Berechnung wird als Mittelwert auf die im thermischen Modell an entsprechender Stelle befindlichen Knoten verteilt. Von dem thermischen Modell an das elektromagnetische Modell wird die Volumentemperatur für den Zeitschritt kommuniziert. Diese beiden Berechnungsschritte folgen aufeinander, bis die maximale Aufheizdauer erreicht ist. Zu diesem Zeitpunkt wird die Abkühlphase eingeleitet.

Die elektromagnetische Berechnung wird während der Probenabkühlung nicht weiter ausgeführt, da hier kein Stromfluss im Induktor erfolgt. Mit Einleiten der Abkühlphase ändern sich die Belastungen der Probe. Ein CFD-Modell bestehend aus Probe, Spule mit Konzentrador, Spannbacken mit Spannkopf und Luftdüsen, bestimmt die Wärmeübergangskoeffizienten für dieses Modell unter Berücksichtigung des erweiterten Versuchsaufbaus und der während dieser Phase von der Probe abgerückten Spule. Durch die veränderten Konvektionsbedingungen der Probenoberflächen wird der Probe solange Wärme entzogen, bis die maximale Abkühlzeit erreicht ist. Nun wird diese Berechnungskette in Abhängigkeit der vorgegebenen Zyklenzahl wiederholt.

Das hier beschriebene Grundgerüst der skriptgesteuerten Berechnungsprozesskette ist bei beiden Belastungsvarianten ähnlich. Sie unterscheiden sich grundlegend in der Initiierung der Belastungsgröße. In der zweiten Variante ändert sich die Größenordnung der Stromstärke in Abhängigkeit der Zeit. Auch hier wird die mögliche Schrittweite mit einem oberen und einem unteren Grenzwert beschränkt. Diese Grenzwerte sind aufgrund der zeitlich angepassten Stromstärke kleiner zu wählen, um den Stromstärkepfad gleichmäßig abzutasten und gerade in Phasen starker Stromstärkeänderung keine Sprünge zwischen den Werten zu erzeugen.

Während des in Kapitel 6 beschriebenen Versuches wird ein Stromstärke-Zeit-Verlauf aufgenommen, der in das Skript eingebunden wird. Daraufhin kann bestimmt werden, zu welchem Zeitpunkt des gemessenen Zyklus die Berechnung beginnen soll, den Strompfad

abzurufen, und über welchen Zeitraum sie weitere Werte einholt. Hierbei wird nach dem zuvor beschriebenen Verfahren ein Zeitschritt bestimmt und dieser einem Zeitwert des Stromstärke-Zeit-Verlaufes zugeordnet. Findet sich der bestimmte Zeitwert nicht in der Liste wieder, wird dieser in der Rechnung dennoch gesetzt und ihm der Stromstärkewert des nächst höheren gemessenen Zeitwertes zugeordnet. Um dieses Verfahren anwenden zu können, müssen in dem Messschrieb so viele Messpunkte hinterlegt sein, dass die Differenz der Stromstärkewerte in Bezug auf die dazugehörigen Zeitschritte zwischen Messung und Rechnung möglichst gering ist. In Bereichen hoher Stromstärkeänderungsraten ergibt eine Datenbasis mit wenigen Zeitschritten Sprünge im Stromstärkeverlauf. Die zeitliche Zuordnung der Stromstärkewerte über lineare Interpolation wird nicht empfohlen, da die auf diese Weise bestimmten Werte von den gemessenen Werten abweichen und hierdurch ein unregelmäßiger Temperaturanstieg resultieren kann.

Variante A trägt sowohl dazu bei eine geeignete Spulengeometrie für die geplanten TMF-Untersuchungen zu entwickeln als auch für die Schärfung des Modells bezüglich seiner Einflussfaktoren und der signifikantesten Einflüsse auf die Versuchsdurchführung, die in Abschnitt 5.2 beschrieben ist. Mit ihr werden probeninterne Temperaturfelder berechnet, um diese mit den in Versuchen aufgenommenen Temperaturen zu vergleichen. Nach der Anpassung des Modells an die neu gewonnenen Erkenntnisse ergibt Belastungsvariante B den Aufheiztemperaturpfad der Versuchsbelastung und ermöglicht so die Beschreibung der auf die Probe wirkenden thermischen Belastung.

3.2 Anwendung der Simulationsprozesskette

3.2.1 Entwicklung der Probengeometrie

Wie in Abschnitt 1.1 beschrieben ist, liegt der Fokus der durchgeführten Untersuchungen auf den Ventilstegen des Zylinderkopfes, die durch Thermomechanik hoch beansprucht werden. Beispielhaft sind einige durch Überlasten hervorgerufene kritischen Stellen in der Aufnahme eines Zylinderkopfes im Entwicklungsstadium in Abbildung 1.1 durch rote Kästen gekennzeichnet. Um die Belastungsart zu untersuchen und dabei sowohl den Modellierungs- und Fertigungsaufwand gering zu halten als auch qualitativ hochwertige Ergebnisse zu erzeugen, wird dieser Bereich auf seine relevante Struktur reduziert. Die hieraus entstandene Versuchsprobe bildet die Hauptmerkmale des Ventilsteges, wie den Kühlkanal, einen Krümmungsradius und die Phase, an der die Ventile anliegen, ab.

Obwohl der Ventilstern sehr schmale und dünnwandige Bereiche aufweist, ist sein Aufbau sehr komplex. Er wird von Kühlkanälen durchzogen und bietet die Aufnahme für Ventilsitzringe in den Ein- und Auslassöffnungen. Phasen in verschiedenen Tiefen prägen seine Geometrie. Die geometrischen Abmessungen des Prüfbereichs der Versuchsprobe entsprechen denen eines Zylinderkopfes. Um den Einfluss unterschiedlicher Temperaturgradienten in der Versuchsprobe auf das Schadensbild ermitteln zu können, wird der in

3.2 Anwendung der Simulationsprozesskette

Abbildung 3.5 dargestellte Kühlkanal im hinteren Probenbereich mit abgebildet. Dieser ermöglicht durch den gezielten Einsatz der Wasserkühlung die Einstellung eines definierten Temperaturfeldes in der Probe.

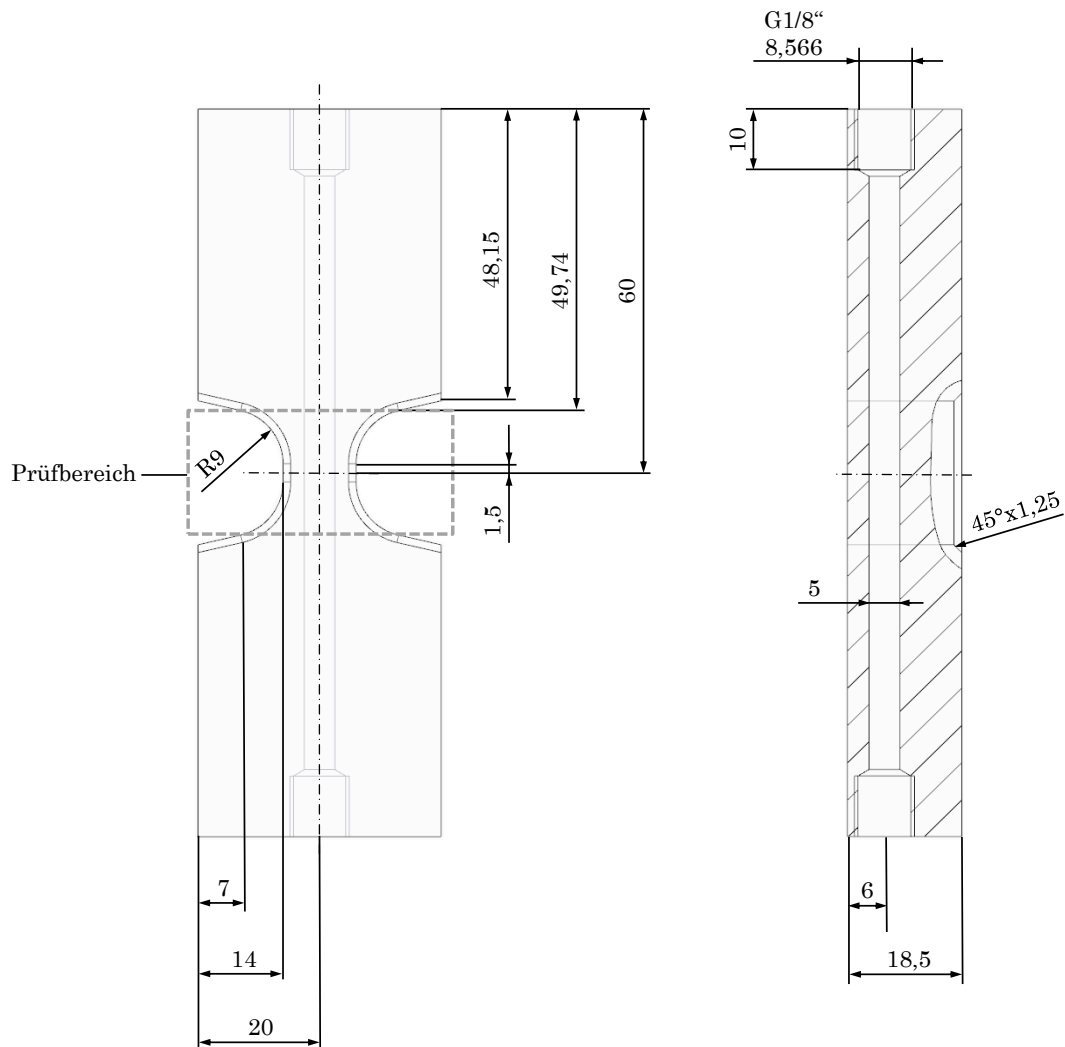


Abbildung 3.5: Zeichnung der Versuchsprobe mit Hauptabmessungen in mm

Abseits des Prüfbereichs ist die Probengeometrie von der Einspannvorrichtung der Prüfmaschine vorgegeben. Diese soll die Probe während der Untersuchungen fest einspannen und die Wärmeausdehnung in Längsrichtung der Probe behindern. In Abbildung 3.5 ist zu erkennen, dass die Probe oberhalb und unterhalb des Prüfbereiches verlängert wird, um den Spannbacken Auflageflächen für die Fixierung der Probe zu bieten. Die Entnahme der Probe aus dem Bauteil selbst ist nicht sinnvoll, da eine Versuchsprobe reproduzierbar gefertigt werden kann und zusätzlich keine variierenden Einflüsse durch die Gusschicht im Kühlkanal und im Hinterland enthält. Weiterhin verfügt der Ventilstern über zu wenig Material, um die Probe einspannen zu können.

Für die Rissverfolgung mithilfe einer Kamera ist ein planer Bereich in der Probenmitte vorgesehen. Die Rissinitiierung findet an der Probenoberfläche statt und die Verfolgung der Schadensausbreitung kann auf der glatten Probenseite mit einer Kamera in einer durchgehenden Fokusebene erfolgen. Dies ermöglicht die Bestimmung der Risslänge während des laufenden Versuches.

Die Probengeometrie wird in alle Module der Simulationsprozesskette übernommen. Wie in Abschnitt 3.1 beschrieben, werden ihr die gemessenen Materialeigenschaften der Legierung AlSi10Mg(Cu) zugewiesen und sie erhält für jede Berechnungsmethode eine eigene Vernetzung sowie individuelle Randbedingungen.

3.2.2 Entwicklung der Spulengeometrie

Für die Untersuchung eines Prüfkörpers unter thermomechanischer Beanspruchung soll die Probe einseitig induktiv erwärmt werden, um im Probeninneren ein gradientenbehaftetes Temperaturfeld zu erzeugen. Zu diesem Zweck wird eine Spule entwickelt, die den in Abbildung 3.5 dargestellten Prüfbereich gleichmäßig erwärmen kann. Um die geeignete Geometrie zu ermitteln, werden unterschiedliche Spulenvarianten mit dem elektromagnetischen Modell der Simulationsprozesskette berechnet und die resultierenden Verlustleistungsdichteverteilungen miteinander verglichen. Hier werden die vier Varianten vorgestellt, deren Ergebnisse in Bezug auf die geforderten Eigenschaften des Temperaturfeldes besonders aussagekräftig sind.

Einfluss eines Konzentrators

Zunächst wird der Einfluss eines Konzentrators auf das sich einstellende magnetische Feld sowie die resultierende Verlustleistungsdichte untersucht. Die nach Formel 2.9 mit zunehmender Tiefe im Werkstück abnehmende Stromstärke ruft auch die Abnahme des magnetischen Feldes hervor. Abbildung 3.6 zeigt die Entwicklung der magnetischen Feldstärke im Prüfbereich des Modells in der Probenlängeebene. Für beide Spulenvarianten gelten die gleichen Randbedingungen. Sie befinden sich in einem Abstand von 0,5 mm vor der Probe. Der Spulenstrom beträgt konstant 400 A und weist eine Frequenz von 517 kHz auf. In den Schnittansichten der Abbildung 3.6 ist deutlich zu erkennen, dass die Feldstärke im Bereich zwischen der Spule und der Probe und an der Probenoberfläche am größten ist und das Feld seine Wirkung in der Probe nach einer kurzen Distanz verliert. Dies spiegelt die Erwartungen nach Formel 2.9 wider. Ebenso wird der Einfluss des Konzentrators auf das magnetische Feld ersichtlich. Im linken Teil der Abbildung 3.6 wird die magnetische Feldstärke in einem Modell ohne Konzentrator betrachtet. Das magnetische Feld umgibt die Spulenwindungen auf allen Seiten und richtet sich sowohl in den Raum als auch in Richtung Probe.

Sind die Spulenwindungen auf allen probenabgewandten Seiten mit einem ferritischen Material ummantelt, wie im rechten Teil der Abbildung 3.6 dargestellt, wird das magnetische Feld in Richtung Probe konzentriert. Dies hat eine flächigere Ausbreitung des abgeschwächten magnetischen Feldes außerhalb der Konzentratoreinflusszone in Richtung Probe zur Folge.

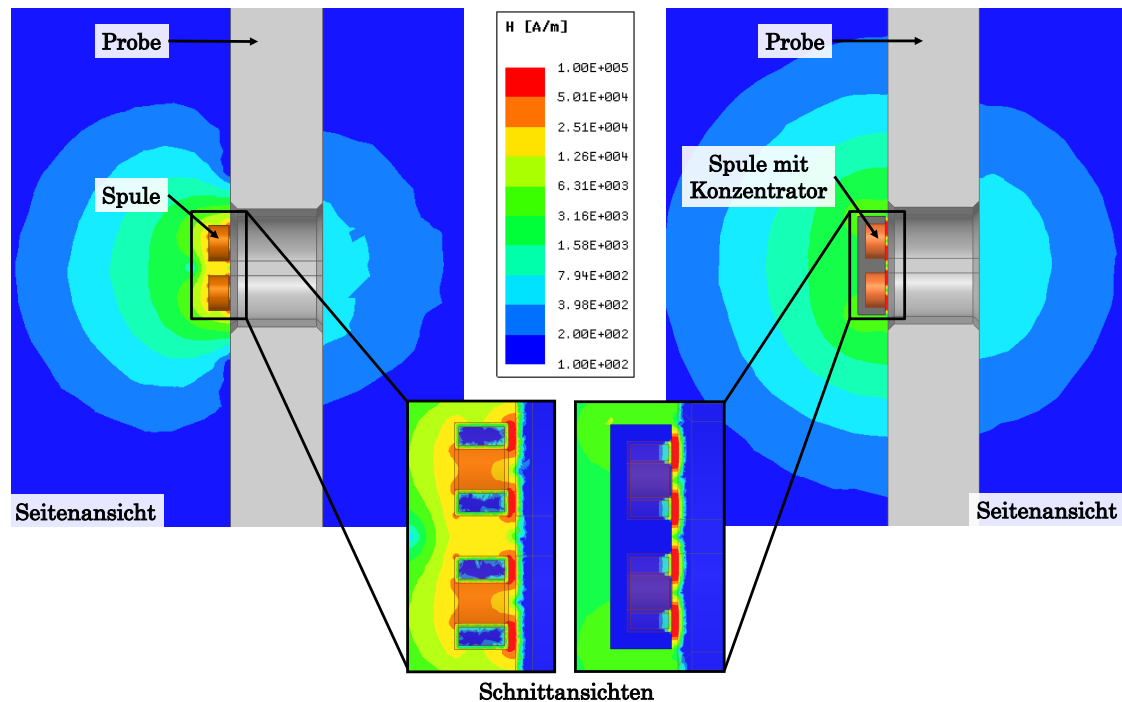


Abbildung 3.6: Ausprägung der berechneten magnetischen Feldstärke für ein Modell, bestehend aus Probe und Spule (links), und ein Modell, bestehend aus Probe, Spule und Konzentrador (rechts) mit vergrößerter Darstellung der Feldstärke in den Schnittansichten

Die magnetische Feldstärke in unmittelbarer Nähe der probenabgewandten Spulenwindungen ohne Konzentrador ist etwa um den Faktor zehn größer als die des Modells mit Konzentrador. Dementgegen ist die Feldstärke im Bereich zwischen der Spule und der Probe für die Spule mit Konzentrador jedoch um den Faktor 2,5 größer als für das Modell ohne Konzentrador. Die beiden Schnittansichten in Abbildung 3.6 zeigen weiterhin, dass der Einsatz eines Konzentrators auch Einfluss auf das Feld innerhalb der Spule hat. Während sich dieses in dem linken Modell im gesamten Spulenquerschnitt ausbreitet, bewirkt der Konzentrador, dass sich die magnetische Feldstärke auf der probennahen Seite konzentriert. Die sich an der Probenoberfläche im Material einstellende magnetische Feldstärke ist in dem Modell mit Konzentrador unter Anwendung ansonsten gleicher Randbedingungen um den Faktor 3 größer als in dem Modell ohne Konzentrador. Diese Untersuchung zeigt, dass der Wirkungsgrad der Probenerwärmung durch den Einsatz eines Konzentrators bedeutend gesteigert werden kann.

Abbildung 3.7 zeigt die magnetische Flussdichte B in beiden zuvor beschriebenen Modellen. Durch den in Formel 2.3 beschriebenen proportionalen Zusammenhang zwischen Feldstärke und Flussdichte lässt sich über die hohe magnetische Permeabilität des ferritischen Materials die erhöhte Flussdichte im Konzentrator erklären.

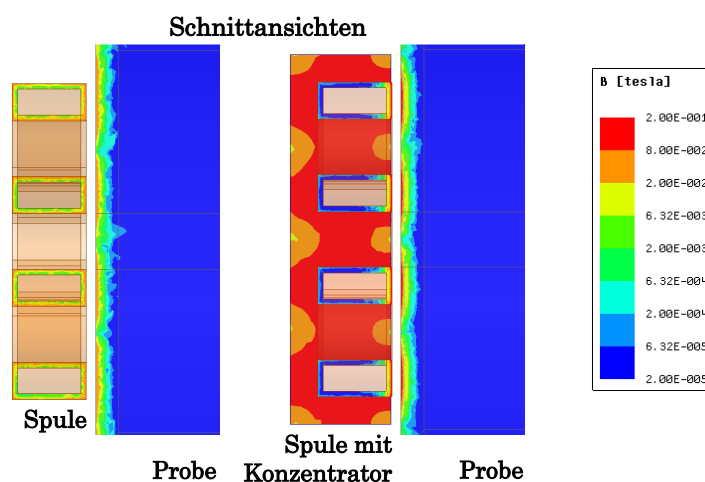


Abbildung 3.7: Berechnete magnetische Flussdichte in einem Modellausschnitt von Probe und Spule (links) sowie von Probe, Spule und Konzentrator (rechts)

Die in der Probe erzeugte Verlustleistung ist unmittelbar unter den Spulenwindungen am größten. Wie in Abschnitt 2.4.4 beschrieben, erzeugt die Verlustleistung eine Erwärmung in der Probe, die mithilfe von Wärmeleitung in die Bereiche zwischen den Spulenwindungen gelangt. In Abbildung 3.8 ist der Vergleich der Verlustleistungsdichten für die Modelle mit (rechts) und ohne (links) Konzentrator dargestellt. Für beide Varianten ergibt sich eine ungleichmäßige Dichteverteilung in Oberflächennähe. Auch hier ist die Ausbildung eines stärkeren Verlustleistungsdichtefeldes an der Probenoberfläche für das Modell mit Konzentrator zu erkennen. Der Wirkungsgrad ist zudem in diesem Modell höher als in dem Modell ohne ferritisches Material, da sich die Verlustleistungsdichte im Spulenquerschnitt deutlich auf die der Probe zugewandte Seite der Spule konzentriert. Dies verbessert das Verlustleistungsverhältnis zwischen Spule und Probe für das Modell mit Konzentrator und wird folgend in der Entwicklung der Spulengeometrie berücksichtigt.

Bei der Spulenauslegung sind einige Randbedingungen zu beachten. Durch den Skin Effekt und den Proximity Effekt verringert sich der effektive Leitungsquerschnitt der stromdurchflossenen Spule. Dies führt zu erhöhten Wirbelstromverlusten und dadurch auch zu lokal hohen Wärmeverlusten. Diesen Verlusten wird durch die Integration eines Kühlkanals in der Spule entgegengewirkt. Die Spule wird folglich als Hohlkörper ausgeführt, sodass sie mit Wasser gekühlt werden kann.

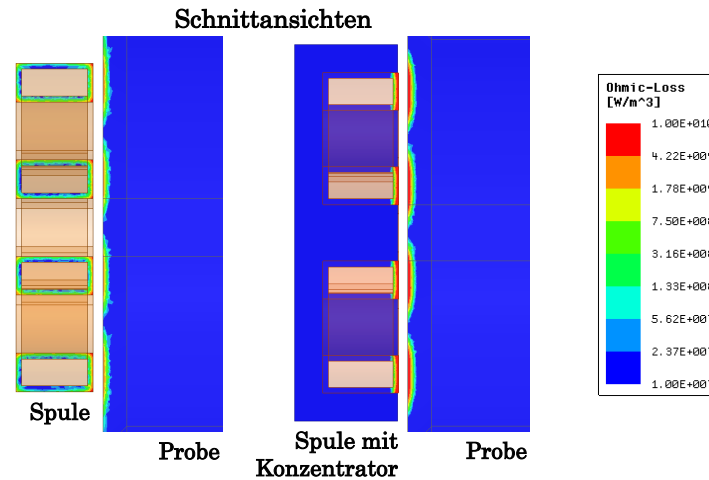


Abbildung 3.8: Berechnete Verlustleistungsdichte Modellschnittansichten der Probe erzeugt durch einen Induktor ohne Konzentrator (links) und mit Konzentrator (rechts)

Randbedingungen der Spulenentwicklung

Durch die Anforderung der einseitigen Erwärmung der Probe ist ihre Lage im Außenfeld des von der Spule erzeugten Magnetfeldes notwendig. Demzufolge wirkt das magnetische Feld, wie in Abschnitt 2.4.4 beschrieben, weniger gebündelt auf die Probe als dies beispielsweise in den Untersuchungen von [45] in Abschnitt 2.3.3 gezeigt wird. Hierdurch ist eine Anpassung der Spule an die Geometrie des zu erwärmenden Bereiches erforderlich. Bei der induktiven Erwärmung entstehen in den Bereichen direkt unterhalb der Spulenwindungen hohe Verlustleistungen, sodass ein inhomogenes Temperaturfeld auf der Probenoberfläche hervorgerufen wird. Dieses Erscheinungsbild kann durch das Abrücken des Induktors von der Probe homogenisiert werden. Aufgrund der Probenposition im magnetischen Außenfeld verschlechtert sich hierdurch jedoch der thermische Wirkungsgrad, sodass ein Kompromiss gefunden werden muss. In der Entwicklungsphase einer Spulengeometrie wird ein Abstand zwischen Probe und Spule von 0,5 mm festgesetzt und für alle Spulenvarianten angewendet, um eine vergleichbare Ausgangsposition zu schaffen. Als Vergleichsgröße der Spulenzurteilung dient die Verlustleistungsdichte in der Probe, da diese nach Abschnitt 2.4.4 ein Maß für die sich innerhalb einer bestimmten Zeit entwickelnde Temperatur darstellt.

Als weitere Anpassung an die plane zu erwärmende Probengeometrie wird ein Hohlprofil als Spulenquerschnitt eingesetzt. Hierdurch kann die Spule gekühlt und vor Überhitzen geschützt werden. Durch die rechteckige Ausführung liegen die Probenfrontseite und die ihr zugewandte Spulenfläche parallel zueinander und vergrößern so den Durchdringungsbereich des magnetischen Feldes in der Probe im Gegensatz zu einem runden Querschnitt, siehe Abschnitt 2.4.4. Bei einem runden Spulenquerschnitt entsteht durch die sich von der Probe entfernende Oberflächengeometrie eine Schwächung des magnetischen Feldes. Dies wirkt sich negativ auf die gleichmäßige Temperaturentwicklung aus.

In der Entwicklungsphase kristallisiert sich im rechnerischen Variantenvergleich für vier Spulengeometrien ein besonders aussagekräftiges Ergebnis heraus. Der Entwicklungsprozess wird anhand der folgenden vier Spulen beschrieben. Für alle Spulenvarianten gelten die gleichen Randbedingungen, die bereits für die Berechnung des Konzentratoreinflusses eingesetzt wurden. Weiterhin sind den Bauteilen die in Abschnitt 3.1 beschriebenen Materialparameter zugewiesen, die sich auf den Ausgangszustand mit einer Umgebungstemperatur von 22 °C beziehen. Bei der geometrischen Auslegung der Spulen wird darauf geachtet, dass die Windungen nur geringfügig über den Prüfbereich der Probe hinaus stehen, um die Flexibilität der Fixierung der Probe während des Versuches zu wahren und ein symmetrisches und homogenes Magnetfeld zu erzeugen.

Spulenvariante 1

Der Entwurf der in Abbildung 3.9 dargestellten ersten Variante lehnt sich an die klassische Spulengeometrie für TMF-Versuche an Rundproben an. In den Untersuchungen von [45] ist beschrieben, dass eine Rundprobe in der Mittelachse der Spule platziert wird und somit direkt im Innenfeld steht. Im Gegensatz zu diesem Aufbau kann die Spule in dem hier durchgeführten Versuch nicht um die Probe herumgelegt werden, da sich die Wärme auf der Probenvorderseite entwickeln und in Richtung Kühlkanal geleitet werden soll. Daher wird die Spulengeometrie geändert und senkrecht zur Mittelachse der Probe vor ihrer Frontseite positioniert. Die Windungen besitzen bei einer zylindrischen Spule eine Steigung, mit der sie sich von der Probe entfernen. In diesem Modell ist die Steigung sehr flach gehalten, damit ihre Stirnfläche näherungsweise parallel zu der Probenoberfläche verläuft.

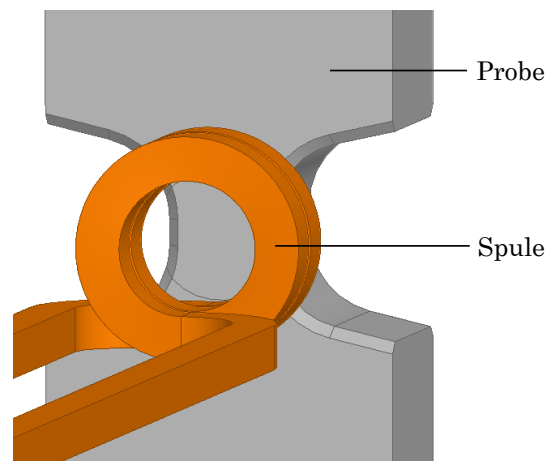


Abbildung 3.9: CAD-Modell der ersten Spulenvariante vor der Versuchsprobe

Die Entwicklung des magnetischen Feldes ist im Bereich der Zuleitungen und zwischen den Windungen wesentlich größer als auf der Probenoberfläche. Die magnetische Feldstärke ist im Außenfeldbereich über einen Abstand von 0,5 mm zwischen Spule und Probe

3.2 Anwendung der Simulationsprozesskette

bereits zehn Mal geringer als in der Spulenmitte, wie Abbildung 3.10 zeigt. Weiterhin konzentriert sich die magnetische Flussdichte auf die Bereiche gegenüber der Spulenwindungen, sodass auf der Probenoberfläche ein ringförmiges Erwärmungsbild entsteht. In Abbildung 3.10 wird dies durch die aufgetragene Verlustleistungsdichte im Prüfbereich entlang der im oberen Bild eingezeichneten Achse in der Probenmitte ersichtlich. Die unsymmetrische Ausprägung des Feldes sowie die geringe mittlere Verlustleistung auf der Probenoberfläche zeigen die bedingte Einsatzfähigkeit der Spule im Außenfeldbereich.

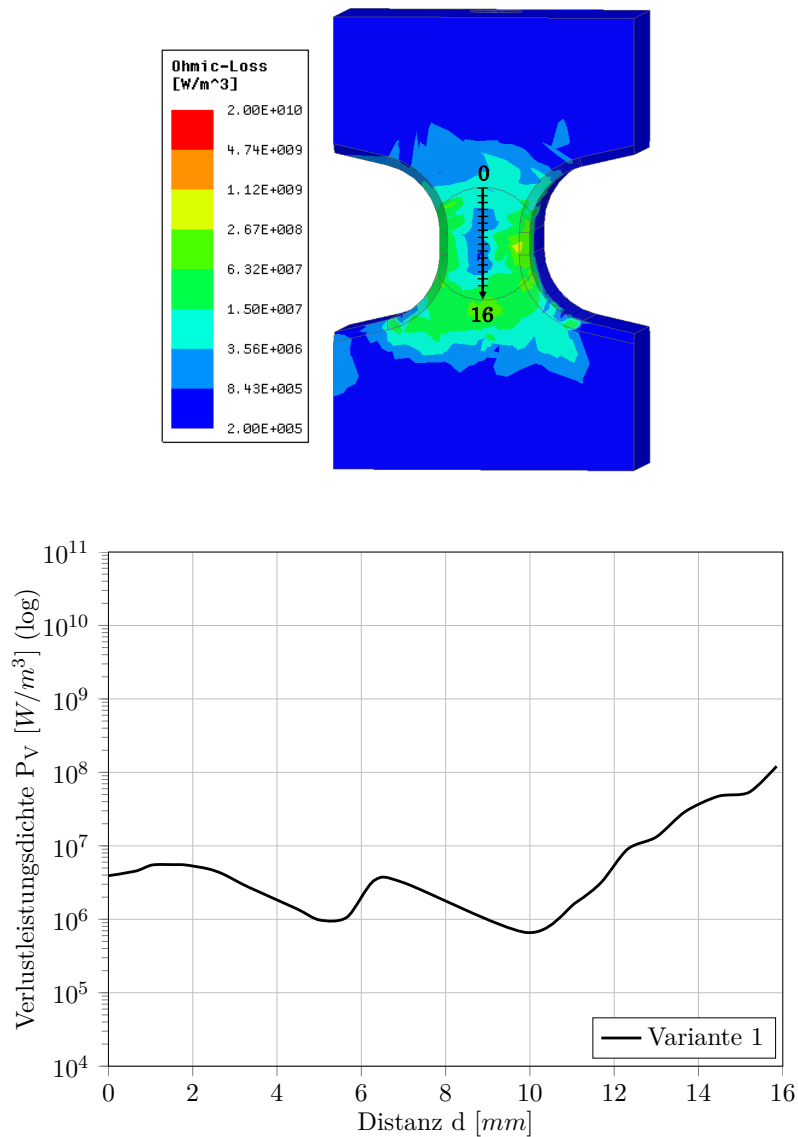


Abbildung 3.10: Simulierte Verlustleistungsdichte auf der Probenoberfläche erzeugt durch Spulenvariante 1 (oben) und Verlauf der Verlustleistungsdichte entlang der oben eingezeichneten Achse (unten)

Spulenvariante 2

Wie in Abschnitt 2.4.4 beschrieben, eignet sich für den Einsatz in einem magnetischen Außenfeld eine flächige Spule besser als eine zylindrische. Bei gedrehten Flachspulen mit mehreren Windungen ergeben sich aufgrund der gleichen Stromflussrichtung Zonen, in denen die magnetischen Felder, wie in Abbildung 2.16 dargestellt, gegeneinander gerichtet sind und sich aufheben. Folglich ist die Erwärmung in diesen Bereichen nicht gleichmäßig.

Mäanderförmige Flachspulen umgehen dieses Phänomen, indem die Stromflussrichtungen im Prüfbereich gegenläufig sind und sich die magnetischen Felder dadurch verstärken. In [58] wird eine flächige Spule im unteren Bereich der in Abbildung 2.11 dargestellten Versuchsplatte positioniert, sodass die Windungen mit dem größten Radius den verjüngten Prüfbereich erwärmen. Hierbei ergibt sich ein homogeneres Erwärmungsmuster, jedoch wird der Prüfkörper unterhalb des betrachteten Bereiches ebenso erwärmt wie der Prüfbereich, während oberhalb dieses Bereiches keine induktive Erwärmung stattfindet. Diese Randbedingung führt zu zwei temperaturgradientbehafteten Zonen. Einmal zwischen dem oberen und dem unteren Einspannbereich sowie zwischen der Prüflingsvorderseite und seiner Rückseite. Da in den hier durchgeführten Untersuchungen ein symmetrisches Temperaturverhältnis zwischen den Einspannbereichen vorliegen soll, um ausschließlich die Temperaturentwicklung von der Probenfrontseite in Richtung Kühlkanal zu betrachten, wird die in Abbildung 3.11 als Variante 2 gekennzeichnete flächige Spulengeometrie entwickelt, die sich nur auf die Erwärmung des Prüfbereichs beschränkt.

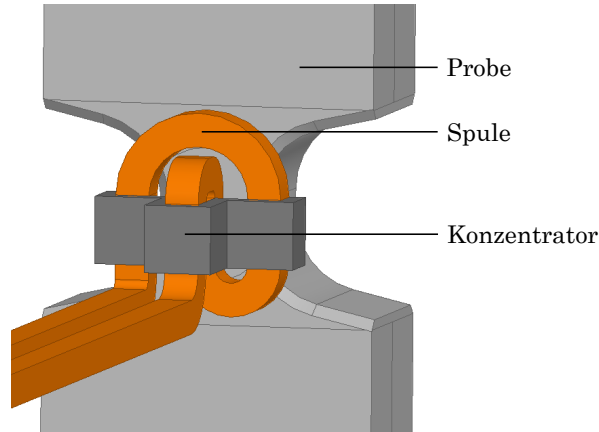


Abbildung 3.11: CAD-Modell der zweiten Spulenvariante vor der Versuchsprobe

Die zweite Variante ist durch ihre längliche Form in einer Ebene an den Prüfbereich der Versuchsprobe angepasst. Indem die Zuleitung zunächst parallel zur mittleren Windung verläuft, wird die magnetische Feldstärke unter der mittleren Spulenwindung abgeschwächt, wohingegen das Feld zwischen dieser und der darüber liegenden Zuleitung umso stärker ist. Demzufolge bildet sich auch mit dieser Induktorform ein unsymmetrisches Feld auf der Probenoberfläche aus. In Abbildung 3.12 zeigt der Vergleich der Verlustleistungsdichten der ersten beiden Varianten entlang des im mittleren Probenbereich

3.2 Anwendung der Simulationsprozesskette

ingezeichneten Pfades, dass die hier erzeugte Verlustleistungsdichte im Prüfbereich zwar im Mittel um den Faktor fünf größer ist als bei Variante 1, jedoch ebenso eine größere Streuung aufweist als die vorherige Variante. Hier ist zu erkennen, dass insgesamt mehr Wärme oberhalb der Probenmitte eingetragen wird und sich somit ebenfalls eine inhomogene Temperaturverteilung zwischen der oberen und der unteren Probenhälfte einstellt. In der Probenmitte ergibt sich eine Zone mit einem sehr geringen Verlustleistungseintrag, in der die Erwärmung vorwiegend durch Wärmeleitung erfolgt.

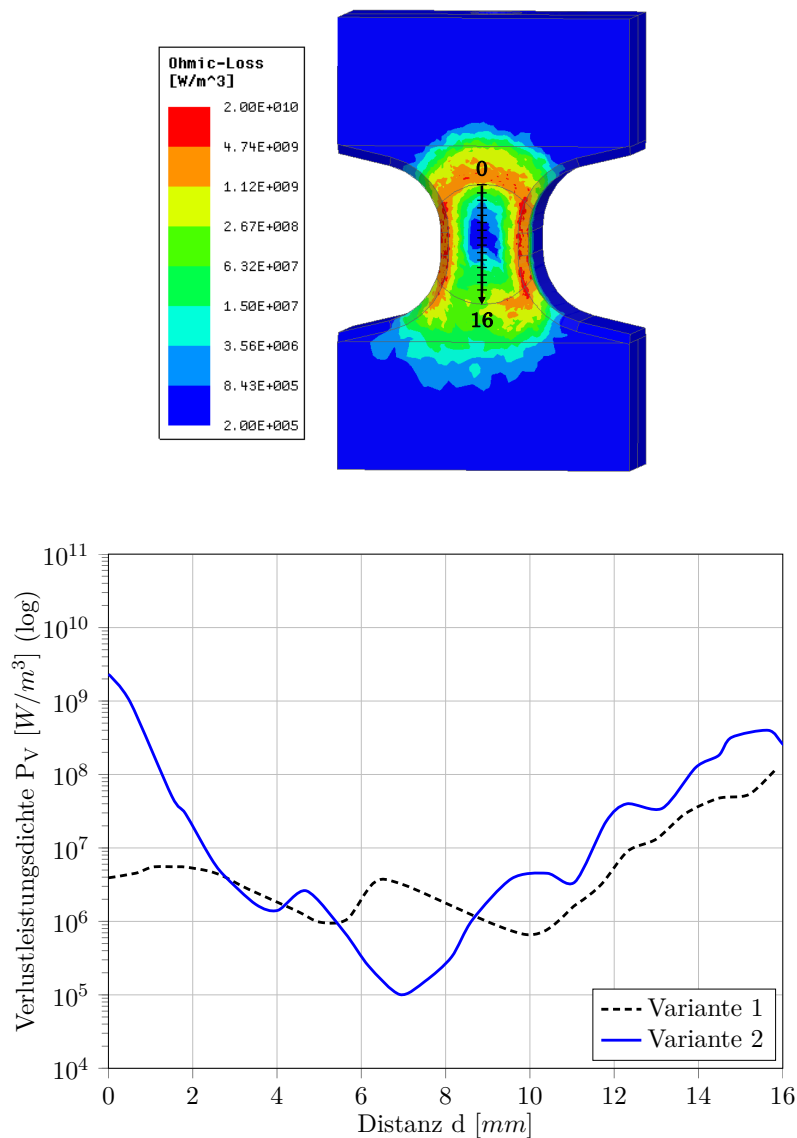


Abbildung 3.12: Simulierte Verlustleistungsdichte auf der Probenoberfläche erzeugt durch Spulenvariante 2 (oben) und Verläufe der Verlustleistungsdichten von Variante 1 und Variante 2 entlang der oben eingezeichneten Achse im Vergleich (unten)

Insgesamt ist die flächige Anordnung der Spulenwindungen aufgrund des höheren Verlustleistungseintrags bei gleicher Stromstärke tendenziell günstiger. Bei Variante 2 zeigt sich, dass die maximale Verlustleistungsdichte unter den äußeren Spulenwindungen im Prüfbereich ein ähnliches Niveau aufweist. Oberhalb und unterhalb der Probenmitte unterscheidet sich der Verlustleistungseintrag jedoch fast um den Faktor 6. Dieses unsymmetrische Verhalten wird durch den Einsatz eines Konzentrators, der nur den Prüfbereich umgibt, hervorgerufen.

Spulenvariante 3

Um die Bereiche intensiver Erwärmung auszuweiten und die Inhomogenität der Verlustleistungsdichte zu reduzieren, wird mit Variante 3 eine Spule ohne mittlere Windung entwickelt. Diese in Abbildung 3.13 dargestellte Spulengeometrie ermöglicht dem Strom eine entgegengesetzte Flussrichtung in den Windungen, sodass das magnetische Feld die in Abbildung 2.16 dargestellte Form annimmt. Weiterhin wird auch bei diesem Induktor ein Konzentrador im mittleren Probenbereich eingesetzt.

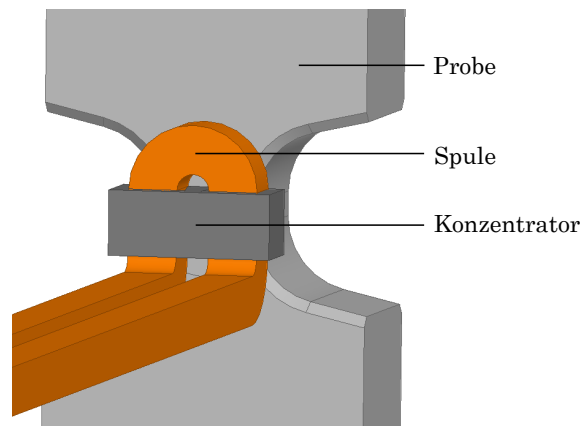


Abbildung 3.13: CAD-Modell der dritten Spulenvariante vor der Versuchsprobe

In Abbildung 3.14 ist zu erkennen, dass bei dieser Spulenausführung ebenfalls ein ringförmiger Bereich hoher Verlustleistungsdichte entsteht, der sich stärker auf den Prüfbereich der Probe beschränkt als bei den Varianten zuvor. Dennoch bleibt in der Probenmitte eine Zone mit sehr geringem Energieeintrag bestehen. Der Graph zeigt, dass sich diese Zone in Folge der geometrischen Anpassung der Spule wesentlich schmaler einstellt als bei den zuvor beschriebenen Varianten. Weiterhin üben die magnetischen Felder um die Windungen keinen negativen Einfluss aufeinander aus. Für diese Spulenvariante ist der Mittelwert der Verlustleistungsdichte auf der Prüffläche wesentlich größer als bei den Varianten 1 und 2.

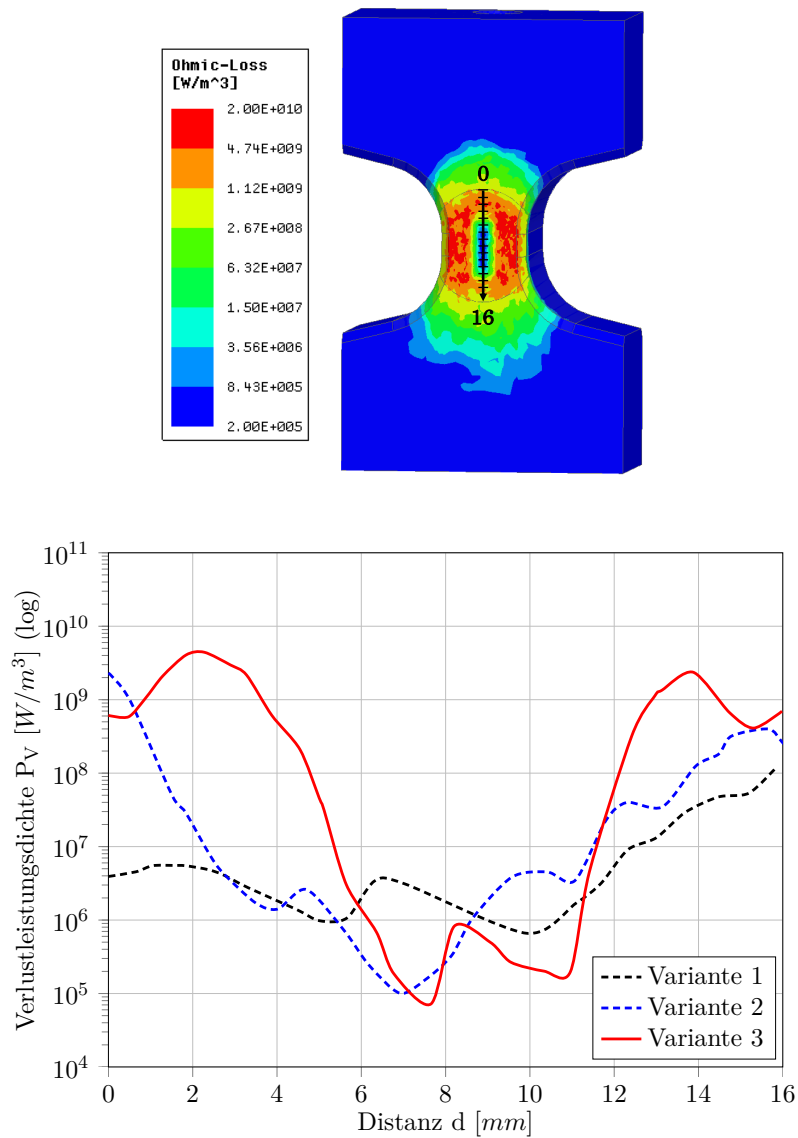


Abbildung 3.14: Simulierte Verlustleistungsdichte auf der Probenoberfläche erzeugt durch Spulenvariante 3 (oben) und Verläufe der Verlustleistungsdichten der Varianten 1 bis 3 entlang der oben eingezeichneten Achse im Vergleich (unten)

Spulenvariante 4

Die in Abbildung 3.15 dargestellte vierte Spulenvariante wird mit einem kleineren Querschnitt versehen als die zuvor beschriebenen Varianten. Hierdurch kann ein geringerer Biegeradius realisiert werden, was zu einem verringerten Windungsabstand und somit zu weniger ferritischem Material zwischen den Windungen führt. Als Folge dessen wird die in die Probe eingetragene Verlustleistungsdichte in dem zu untersuchenden Bereich

homogenisiert und höhere Maximalwerte erreicht, wie in Abbildung 3.16 zu sehen ist. Der abgebildete Graph zeigt die im Vergleich zu den anderen Spulenausführungen höhere Verlustleistungsdichte auf der Probenoberfläche. Wie bereits für die ersten drei Varianten beschrieben, verlaufen die Bereiche der maximalen Verlustleistungsdichte auf der Probenoberfläche entlang der Spulenwindungen. Hier ist ersichtlich, dass diese trotz der geringen Breite des Konzentrators zwischen den Windungen absinkt. Um dennoch ein symmetrisches Feld zu erzeugen, wird die Spule im gesamten Prüfbereich von einem Konzentrador umgeben. So stellt sich vom Probenmittelpunkt aus gesehen sowohl längs als auch quer auf der Probenoberfläche ein symmetrisches Verlustleistungsfeld ein.

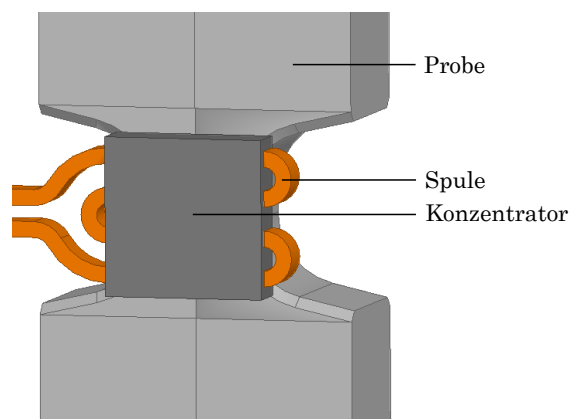


Abbildung 3.15: CAD-Modell der vierten Spulenvariante vor der Versuchsprobe

Durch Wärmeleitung wird sich bei Variante 4 wesentlich schneller ein homogenes Wärmebild auf der Probenoberfläche einstellen als für die übrigen Varianten, da die Zonen mit geringer Verlustleistungsdichte zwischen den Spulenwindungen gegenüber den anderen Varianten hier sehr schmal sind. Zusätzlich kann die Spule von der Probe abgerückt werden, um das magnetische Feld zu homogenisieren. Da hierdurch geringere Maximalwerte der Verlustleistungsdichte erreicht werden, muss ein Kompromiss zwischen einem hohen Wirkungsgrad und einer gleichmäßigen Erwärmung gefunden werden. Für die ersten Spulenvarianten eignet sich das Abrücken der Spule weniger als bei Variante 4, da ihre maximale Verlustleistungsdichte zum einen bereits mit einem Abstand von 0,5 mm geringer ausfällt und bei einem größeren Spulen-Proben-Abstand noch kleiner ist, und zum anderen ein größerer Bereich in der Probenmitte durch Wärmeleitung überbrückt werden muss. Weiterhin stellt sich durch das Abrücken der Spule von der Probe eine größere Spulenverlustleistung ein. Dies verschlechtert das Energieverhältnis zwischen Probe und Spule, da mit zunehmendem Abstand mehr Verlustleistung in der Spule in Wärmeenergie umgesetzt wird und weniger in der Probe.

Ein mit den kurzen Windungsseiten parallel und den langen Seiten senkrecht zur Probenoberfläche ausgerichteter rechtwinkliger Windungsquerschnitt ermöglicht eine verbesserte Spulenkühlung. Hier verläuft der Strom in den äußeren Schichten der probennahen,

3.2 Anwendung der Simulationsprozesskette

schmalen Windungsseite. Die hier entstehende Verlustwärme kann geometrisch bedingt durch den vergrößerten Volumenstrom der Wasserkühlung besser abgeführt werden als bei einem quadratischen Querschnitt.

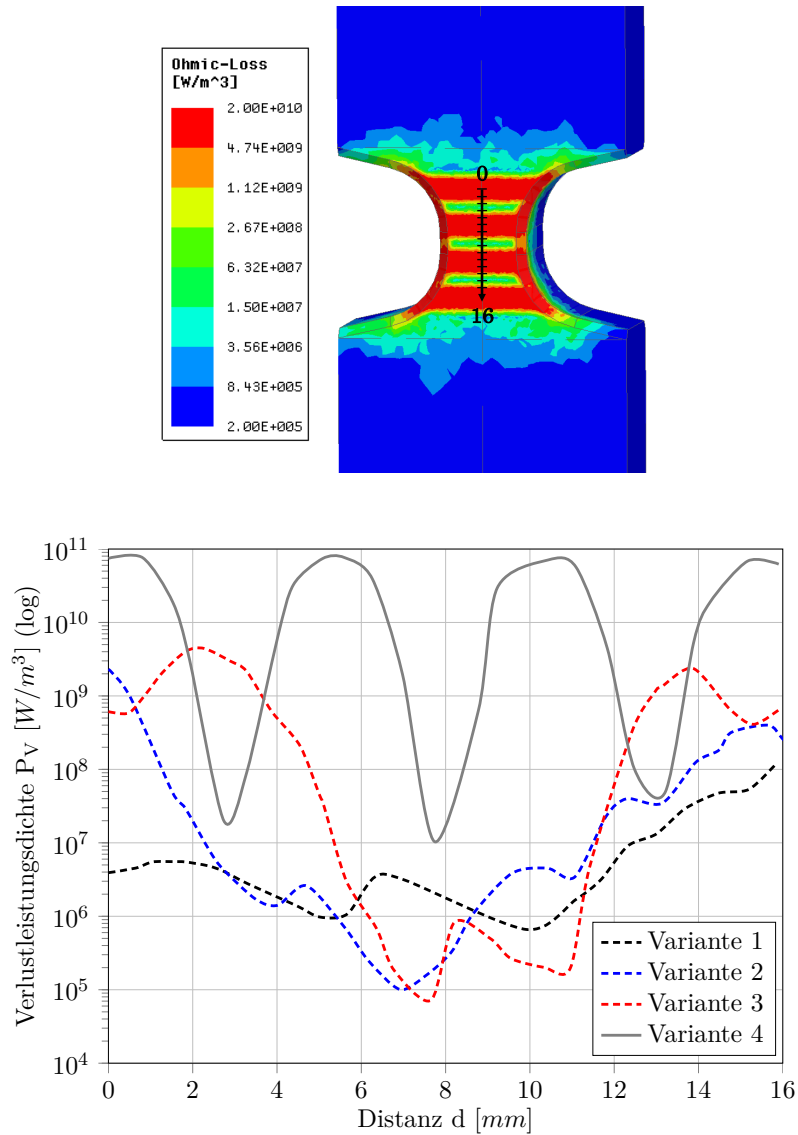


Abbildung 3.16: Simulierte Verlustleistungsdichte auf der Probenoberfläche erzeugt durch Spulenvariante 4 (oben) und Verläufe der Verlustleistungsdichten der Varianten 1 bis 4 entlang der oben eingezeichneten Achse im Vergleich (unten)

Neben der flächigen Konzentratorausführung und dem rechteckigen Spulenquerschnitt sind die Zuleitungen des vierten Induktors ein weiteres Unterscheidungsmerkmal zu den übrigen drei Spulenvarianten. In den ersten beiden Varianten ist ein deutlicher Einfluss der Zuleitungsposition auf die Verlustleistungsdichteverteilung der Probenoberfläche erkennbar. Während die Zuleitung das Feld in Variante 1 verstärkt, siehe asymmetrische Verlustleistungsdichteverteilung oberhalb und unterhalb der Probenmitte in Abbildung 3.9, wird es durch die doppellagige Zuleitung in Variante 2 geschwächt, siehe geringe Verlustleistungsdichte in der Probenmitte in Abbildung 3.11. In Variante 3 kann das Niveau der maximalen Verlustleistungsdichte bereits gehalten und der Zuleitungseinfluss minimiert werden. Die Zuleitungen der vierten Variante verlaufen in einer Ebene mit dem Spulenkopf seitlich von der Probe weg. Diese Form ist für den Einsatz in dem in Abschnitt 5 beschriebenen Prüfaufbau aufgrund ihrer Zugänglichkeit besser geeignet als eine frontale Zuleitung.

Auch die Ausrichtung der Spule unterscheidet sich von den ersten drei Spulenvarianten. Während die Windungen der ersten drei Varianten entweder rund ausgelegt oder länglich in Probenlängsrichtung ausgerichtet sind, ist Variante 4 ebenfalls länglich, allerdings quer zur Probenlängsrichtung positioniert. Diese Ausrichtung wird gewählt, um quer über die Probenoberfläche die gleichen Temperaturverhältnisse erzeugen zu können. Als grundlegende Annahme wird, wie in Abschnitt 2.3 beschrieben, davon ausgegangen, dass sich eine Schädigung der Probe quer zur Einspannrichtung von der Frontseite in das Probeninnere hinein ausbreitet. Durch diese Induktorform und -ausrichtung ist gewährleistet, dass in der Rissebene von der Probenfrontseite ein gleichmäßiger Wärmeeintrag stattfindet.

Um die Unterschiede der Spulenvarianten 1 bis 4 zu quantifizieren, sind unter Annahme einer logarithmischen Normalverteilung in Abbildung 3.17 die Streuspannen der Verlustleistungsdichten der vier Spulenvarianten aufgetragen. Hier ist zu erkennen, dass die gemittelte Verlustleistung von Variante 1 zu Variante 4 hin ansteigt, sich die Streuspanne allerdings ebenfalls vergrößert.

Der Mittelwert der Verlustleistung gibt Aufschluss über den Energieeintrag in die Probe. Variante 4 zeigt im relativen Vergleich mit konstanter Stromstärke die höchste, gemittelte Verlustleistungsdichte. Somit wird Variante 4 für die weiteren Untersuchungen verwendet.

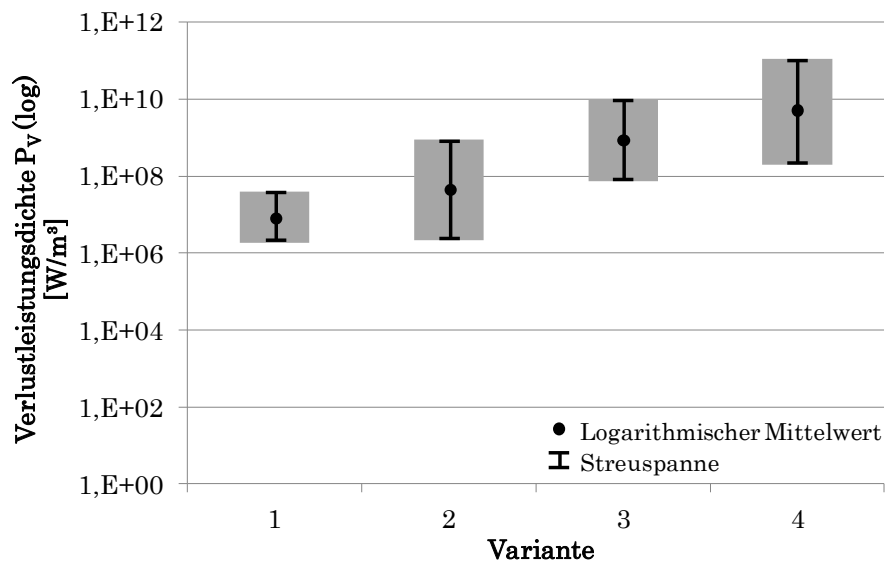


Abbildung 3.17: Streuspannen und logarithmische Mittelwerte der Verlustleistungsdichteverteilungen im Prüfbereich der Probe für die vier Spulenvarianten

3.3 Zusammenfassung zur Simulationsprozesskette

In diesem Kapitel wird die Entwicklung einer Simulationsprozesskette für die Berechnung eines induktiv erzeugten Temperaturfeldes einer wassergekühlten Versuchsprobe sowie die Entwicklung der hierzu notwendigen Proben- und Spulengeometrien beschrieben.

Abschnitt 3.1 schildert die Entwicklung einer Simulationsprozesskette zur Temperaturfeldberechnung auf Basis induktiv erzeugter Verlustleistungswerte. Diese setzt sich zusammen aus einem elektromagnetischen Modell, welches das Ziel hat, die durch das Einwirken des magnetischen Feldes erzeugte Verlustleistung zu berechnen, und einem transienten thermischen Modell, das die Bestimmung der daraus resultierenden Temperatur ermöglicht. Die Kopplung der Modelle wird für jeden Zeitschritt der Probenerwärmung durchlaufen, siehe hierzu Abbildung 3.1, und stellt eine neue Art der transienten Temperaturberechnung dar.

Für die Vorgabe der Belastungsgrößen der Simulationsprozesskette werden zwei Skripte entwickelt. Unter Anwendung des ersten Skriptes führt die Spule einen konstanten Wechselstrom. Mit diesem Modell lassen sich die Einflussfaktoren auf den Temperatur-Zeit-Verlauf der Probe ermitteln. Das zweite Skript arbeitet mit einer variablen Stromstärke. Im Dauerversuch findet die Stromstärkeregelung der Spule anhand der auf der Probenoberfläche gemessenen Temperatur statt, sodass der sich einstellende Stromstärke-Zeit-Verlauf als Vorgabe für die Belastungsgröße des elektromagnetischen Modells dient. Der

sich unter Anwendung der Simulationsprozesskette ergebende Temperatur-Zeit-Verlauf wird für den Abgleich mit betriebsnahen Temperaturwerten herangezogen.

Weiterhin werden in Abschnitt 3.2 sowohl die Proben- als auch die Spulengeometrie hergeleitet. Die neuartige Versuchsprobe wird von einem Zylinderkopf aus der Serie abgeleitet und in die Berechnungskette integriert. Bei der Entwicklung der Spulengeometrie wird der Konzentratoreinfluss untersucht. Hierbei ergibt sich die Erkenntnis, dass sich der Wirkungsgrad der Spule unter Einsatz eines Konzentrators erhöhen lässt.

Zur Erarbeitung der Spulengeometrie werden vier Spulenvarianten vorgestellt, die unter gleichen Randbedingungen mit dem elektromagnetischen Modell berechnet werden. Die ersten beiden Varianten sind dabei von in [58] und [57] beschriebenen Spulengeometrien abgeleitet. Sie erweisen sich jedoch nicht als sinnvoll, da ihre Verlustleistungsdichten zum einen zu gering und zum anderen inhomogen im Prüfbereich verteilt sind. Insgesamt ergibt sich, dass flächige Spulen höhere Verlustleistungsdichten erzielen als zylindrische. Die mäanderförmige vierte Spulenvariante ermöglicht durch ihren geringen Spulenquerschnitt kleinere Windungsabstände und folglich nur schmale durch Wärmeleitung zu überbrückende Bereiche. Sie erzielt die höchste gemittelte Verlustleistungsdichte, weshalb diese Spulengeometrie in den weiteren Untersuchungen Anwendung findet.

4 Herstellung der Prüfkörper

Um die Vergleichbarkeit zwischen den im Versuch erzeugten Schäden und denen in Serienzylinderköpfen sicherzustellen, ist eine hohe Übereinstimmung der Gefügeeigenschaften und Materialkennwerte notwendig. Zu diesem Zweck wird eine Kokille gefertigt, in der die Proben aus der Aluminiumgusslegierung AlSi10Mg(Cu) für den Versuch separat gegossen werden. Die Gussteile werden einer Wärmebehandlung unterzogen und zu Proben für Zugversuche, Härteprüfungen und TMF-Untersuchungen weiter bearbeitet. In diesem Kapitel wird zunächst beschrieben, auf welche Art die Versuchsproben gegossen werden. In Abschnitt 4.1 wird auf die Entwicklung der dazu verwendeten Kokille eingegangen und auf welche Weise die Gefügeparameter der Gussteile denen im Zylinderkopf angeglichen werden. Abschnitt 4.2 zeigt auf, wie die Gießparameter und die Legierungszusammensetzung in sechs Versuchsreihen dahingehend optimiert werden, dass die Prüfkörper werkstoffseitig für einen Referenzversuch zum realen Bauteil einsetzbar sind. Die Einstellung der Alterungszustände und die Charakterisierung des Werkstoffs werden in Abschnitt 4.3 beschrieben.

4.1 Entwicklung einer Kokille zur Urformung der Prüfkörper

4.1.1 Gießverfahren

In Abschnitt 2.1.3 werden die Gießverfahren beschrieben, die in der Fertigung für Zylinderköpfe Anwendung finden. Als Gießverfahren für die Versuchsproben wird der Schwerkraftkokillenguss gewählt. Das Gießen in verlorenen Formen ist aufgrund des hohen Materialaufwandes sowie der langen Erstarrungszeiten und damit verbundenen schlechteren Materialeigenschaften für die durchgeführte Gießstudie nicht geeignet. Ebenso eignen sich die Gießverfahren mit hohem Prozessaufwand, wie das Gießen unter Druck oder mit schwenkbarer Form, nicht für die Erstellung der Versuchsproben. Der Schwerkraftkokillenguss ist besonders aufgrund der flexiblen und einfachen Handhabung und dem geringen maschinellen Aufwand für Gießversuche geeignet. Durch die formfüllungsoptimierte Auslegung der Kokille ist das Aufbringen zusätzlicher Drücke während des Gießens und der Erstarrung der Schmelze nicht notwendig. Die Schmelze kann von Hand in die Kokille gegossen und ihr Erkalten durch den Einsatz einer Wasserkühlung beeinflusst werden. Um die gleichmäßige Formfüllung und das gerichtete Erstarren der Schmelze nicht zu beeinträchtigen und die Gießform auch für weitere Probengeometrien einsetzen zu können, wird auf einen Sandkern für die Materialausparung des späteren Kühlkanals in der Probe verzichtet. Dieser wird während der Endbearbeitung der Proben als Bohrung hinzugefügt.

4.1.2 Anforderungen bei der Kokillenauslegung

Die bei dem Schwerkraftkokillenguss für das Gussstück, die Kokille und den Gießprozess geltenden Anforderungen sind in Tabelle 4.1 aufgelistet. Eine Anforderung ist die Erzeugung eines möglichst porenfreien und nicht verunreinigten Gussstückes. Um den negativen Einfluss auf die mechanischen Eigenschaften des Werkstoffs zu minimieren, wird eine prozessorientierte Auslegung der Kokille vorgenommen. Mithilfe von Simulationsprogrammen kann der Gießprozess bereits vor der Kokillenfertigung berechnet werden. Hierbei fallen erste Mängel in der Konstruktion auf, wie beispielsweise Stellen, an denen sich Kaltfließen ergeben kann. Kaltfließen ist das Erkalten der Schmelze während des Gießprozesses, sodass sich zwei aufeinandertreffende Schmelzefronten nur unzureichend verbinden. Bei der Schmelzevorbehandlung können ebenfalls Fehlerquellen entstehen. Im Gussofen bildet sich eine Oxidhaut an der Schmelzeoberfläche, die nicht in das Gussteil gefördert werden soll. Auch im Gießprozess selber kann eine Oxidhaut zur Verunreinigung des Gussteils führen, indem Schmelze verwirbelt und die Oxidschicht nicht aus dem Gussteil gespült wird. Dies sind jedoch nicht die einzigen Verschmutzungen, die dem späteren Bauteil schaden können. Auch Sand, Öl oder jegliche anderen Materialien, die nicht zur Schmelze gehören, können Einschlüsse formen, die zum Ausschuss des Gussteils führen. Da Fehler im Gussteil nicht nur negative Auswirkungen auf die Lebensdauer des Bauteils haben, sondern auch die Funktion behindern, sind alle beeinflussbaren Fehlerquellen zu minimieren [32].

Tabelle 4.1: Anforderungen an das Gussstück, die Kokille und den Gießprozess

| Komponente: | Anforderung: |
|-------------------------------|--|
| Gussstück | Frei von Verunreinigungen Frei von Porosität Homogener Dendritenarmabstand ($19 \mu\text{m} \leq \text{DAS} \leq 28 \mu\text{m}$) Feinkörniges Gefüge ($300 \mu\text{m}$ bis $600 \mu\text{m}$) |
| Kokille und Gießprozess | Gleichmäßiges Formfüllverhalten Keine Verwirbelungen Kein Kaltfließen Schnell und ständig gefülltes Angusssystem Möglichkeit lokaler Kühlung Gerichtete Erstarrung Oxidhaut bleibt auf vorderster Schmelzefront Vermeidung externer Verunreinigungen (Sand, Öl, etc.) |

Zu diesem Zweck ist ein ständig und schnell gefülltes Angusssystem und ein gleichmäßiges Formfüllverhalten zwingend notwendig. Zwei Anforderungen an die Kokille, die sich aus den Gefügeansprüchen der Probe ergeben, sind die gleichmäßige und regelbare Abkühlung sowie die gerichtete Erstarrung der Schmelze vom mittleren Bereich der Probe

aus, sodass sich hier ein kleiner und homogener sekundärer Dendritenarmabstand einstellen lässt. Dieser soll sich an den Dendritenarmabstand im entsprechenden Bereich des Zylinderkopfes angleichen, der nach [1] $19\ \mu\text{m}$ unmittelbar an der Brennraumplatte und $28\ \mu\text{m}$ in einer Tiefe von etwa $20\ \text{mm}$ beträgt. Somit werden DAS bis zu einer Größe von $28\ \mu\text{m}$ toleriert solange sie über den gesamten Prüfquerschnitt homogen sind und eine Streuung von weniger als $0,5\ \mu\text{m}$ aufweisen.

Neben der Wahl der Legierung, der Schmelzebehandlung und des Gießverfahrens, die in den Abschnitten 2.1.3 und 4.2 beschrieben sind, wird der Gestaltung der Gießform große Bedeutung beigemessen. Der Erstarrungsvorgang ist dabei besonders wichtig. Eine gerichtete Erstarrung zu Speisern und Anschnitten hin verhindert, dass die Schmelze von bereits erstarrtem Material eingeschlossen und die Porenbildung begünstigt wird [10].

Um die gerichtete Erstarrung in der Kokille für die Versuchsproben zu erreichen, werden im mittleren Gussteilbereich separate Einsätze mit Kühlmöglichkeit vorgesehen. Ist eine noch stärkere Wärmeabfuhr aus dem mittleren Gussteilbereich notwendig, können die Stahleinsätze gegen Wolframeinsätze getauscht werden. In beiden Fällen optimiert ein vertikal durch den Stahleinsatz verlaufender Kühlkanal den Wirkungsgrad der Wärmeabfuhr, sobald dieser mit Wasser durchströmt wird. In den in Abschnitt 4.2 vorgestellten Gießversuchen zeigt sich der Einfluss der Wasserkühlung auf die Gefügeausbildung deutlich. Ein weiterer wichtiger Aspekt ist die Positionierung der Speiser und Anschnitte.

4.1.3 Kokillenvarianten

Um eine Kokillenkonstruktion zu erhalten, die den Anforderungen entspricht, werden mehrere Entwurfs- und Berechnungsschleifen mit MAGMA durchgeführt. Die wichtigsten Änderungen während dieses Entwicklungsprozesses werden im Folgenden beschrieben.

Kokillenvariante 1

Zu Beginn der Kokillenauslegung steht, unter Berücksichtigung der zuvor genannten Anforderungen, die Wahl der geometrischen Gussstückeigenschaften. Das Gussstück kann beispielsweise der späteren Probengeometrie sehr ähnlich sein und die Probe mit einem Aufmaß für Schrumpfung und Bearbeitung genau abbilden. Weiterhin besteht die Möglichkeit, gleich mehrere Prüfkörper in einem Gussblock zu fertigen und diese in der Endbearbeitung zu einzelnen Proben zu trennen. In Abbildung 4.1 ist die Geometrie des Gussteils in der Endphase der Formfüllsimulation des ersten Kokillenenwurfes zu sehen. Aufgrund der hier erkennbaren hohen Temperaturunterschiede innerhalb der Gussteile wird deutlich, dass die Schmelze ungleichmäßig erkaltet und sich infolgedessen ein inhomogenes Gefüge ausbilden wird.

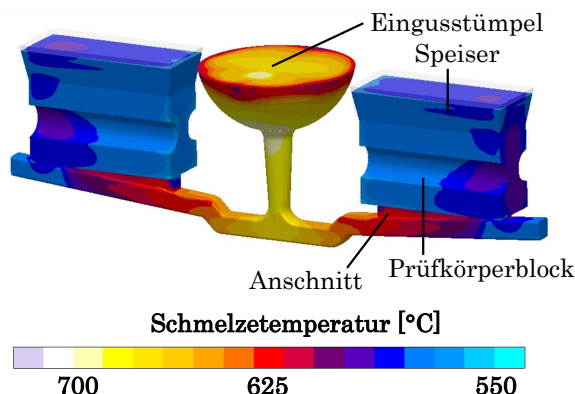


Abbildung 4.1: Formfüllsimulation des Gussteils der Kokillenvariante 1 zur Endzeit

Die Temperaturdifferenz während des Gießvorgangs im mittleren verjüngten Bereich der beiden Gussteile beträgt bis zu 60 °C innerhalb einer Ebene. Auf der Eingussseite der Probenblöcke beginnt die Schmelze zuerst zu erstarren. Hierdurch bildet sich ein feineres Gefüge in diesem Teil des Gusstücks aus und der Dendritenarmabstand ist kleiner als in später erkaltenden Bereichen. In Abbildung 4.2 ist zu erkennen, dass auch die großen Speiser einen Einfluss auf das Erstarrungsverhalten und gleichzeitig auf den DAS ausüben. Dieser ist im mittleren Gusstückbereich bis zu einem Faktor von 1,5 größer als in den Randbereichen. Durch den Größenunterschied von etwa 10 μm von der Speiserseite zur Anschnittseite des Gussteils, kann die Probe nicht in beliebiger Richtung in den Prüfstand eingebaut werden. Eine homogene DAS-Verteilung ist hingegen optimal für einen Prüfstandsversuch.

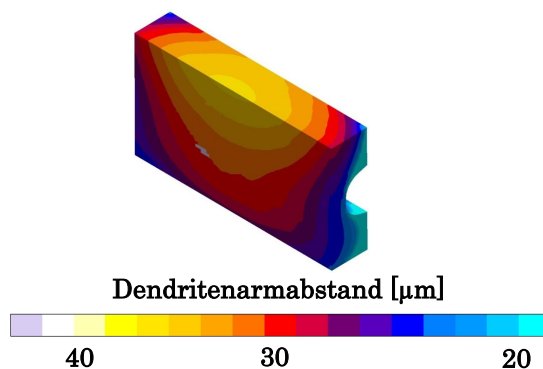


Abbildung 4.2: Größe des Dendritenarmabstandes im Gussteillängsschnitt für die Kokillenvariante 1

Da die nach außen weisenden Enden der Gussteile erst wesentlich später vollständig erstarrt sind als die innen liegenden, wird im späteren Erstarrungsverlauf ein Teil der Schmelze in der Mitte des Gussteils eingeschlossen. Wie in Abbildung 4.3 zu erkennen ist, führt dies zu Erstarrungsporosität in diesem Bereich. Die rechte Darstellung der

Abbildung 4.3 zeigt den Querschnitt des Prüfkörperblockes, wobei die Inhomogenität des porösen Bereiches auffällt. Inmitten der Porenansammlung weist das Ergebnis dieser Berechnung einen nahezu hohlen Bereich auf. Nach außen hin wird die Porendichte geringer, sodass diese Bereiche in der linken Abbildung von außen betrachtet als wenig porös dargestellt sind. Dieses Verhalten ist auf beiden Seiten der Kokille gleich und hat zur Folge, dass ein Bereich in beiden Gussteilen nicht für die Probenfertigung verwendet werden kann. Das inhomogene Gefüge und die auftretende Porosität schließen diese Kokillenform aus.

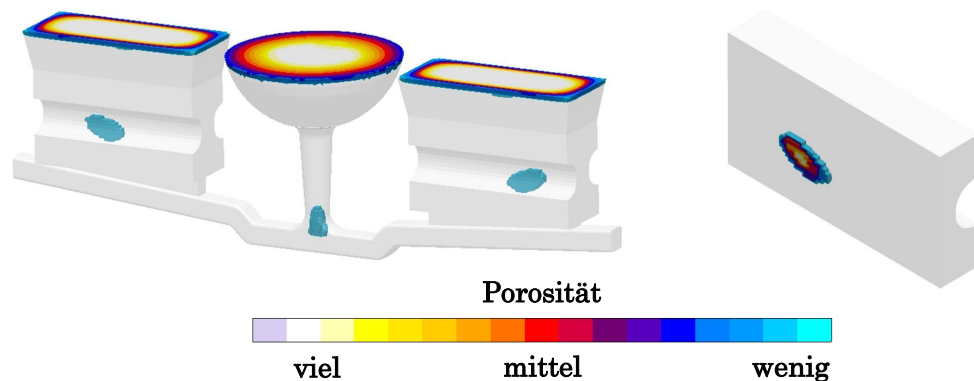


Abbildung 4.3: Porosität im erstarrten Gussteil (links) und Beschaffenheit des porösen Bereichs im Gussteillängsschnitt (rechts) für die Kokillenvariante 1

Kokillenvariante 2

Um die zuvor beschriebenen Qualitätsmängel zu umgehen, wird eine Kokillengeometrie entwickelt, die das gleichzeitige Gießen von zwei Gussteilen in probenähnlicher Form erlaubt. Der letzte Schritt der Formfüllsimulation dieser Kokille ist in Grafik 4.4 abgebildet. Die zweite Kokillenvariante erfährt durch die breiten Anschnitte einen Wärmestau auf der Eingussseite der Gussstücke, sodass die Charakteristik der vorzeitigen Erstarrung auf der innenliegenden Seite verhindert wird. Dennoch ergeben sich während der Formfüllung weitere unerwünschte Effekte. Die Schmelze fließt in den breiten Lauf und erreicht die Gussteile mit einer hohen Geschwindigkeit in ihrem tiefsten Punkt. Sobald sie auf die Kokillenwand trifft, überschlägt sie sich und ermöglicht so das Untermischen der Oxidschicht auf der Schmelzefront. Zudem sinkt die Schmelztemperatur wenn, sie auf die kalte Kokillenwand trifft schlagartig unter 590 °C , wie in Abbildung 4.4 links zu sehen ist.

In diesem Bereich beginnt die Schmelze zu erstarren. Aus diesen beiden Phänomenen können unerwünschte Verunreinigungen des Gussteils hervorgehen. Ein flacher Gießlauf nimmt der Schmelze die Geschwindigkeit und mindert ihr Überschlagen sowie die schwankende Steigbewegung im Gussteil. Da der Einguss allerdings der Höhe des Steigers entsprechen muss, würde die Schmelze zunächst mit einer sehr hohen Geschwindigkeit

und entsprechenden Turbulenzen auf die flachen Anläufe treffen. Hier könnte ein Schlackefang die Verunreinigungen im Gusstück verringern, würde jedoch Einfluss auf das Erstarrungsverhalten nehmen.

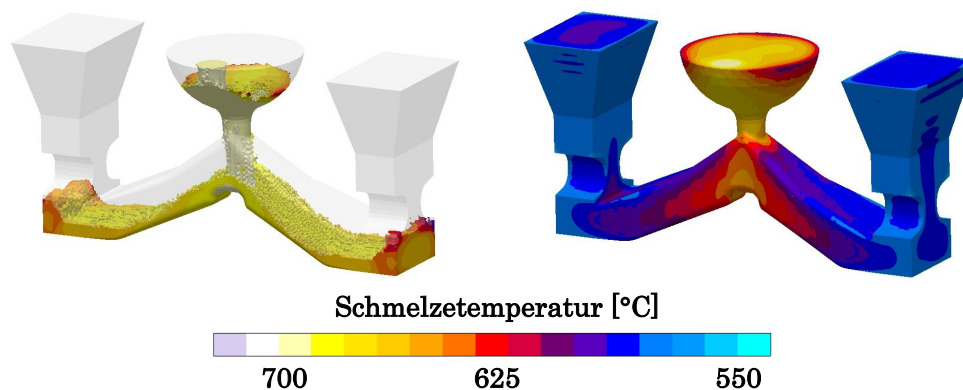


Abbildung 4.4: Simulation der Formfüllung in Kokillenvariante 2 zu Beginn (links) und am Ende (rechts) des Gießprozesses

In Abbildung 4.5 ist der sekundäre Dendritenarmabstand im Längs- und im Querschnitt durch die Probe dargestellt. Die Anforderung eines homogenen DAS im Prüferschnitt wird mit dieser Kokille nicht erfüllt, wie in Abbildung 4.5 rechts zu erkennen ist. Die Schmelze erstarrt im Bereich der Verjüngung zügig und stellt dadurch einen feinen DAS von etwa $19\ \mu\text{m}$ ein, jedoch ist eine deutliche Vergrößerung des DAS in Richtung Gussteilmitte bis auf $24,5\ \mu\text{m}$ zu erkennen. Diese Differenz und eine nicht ganzheitlich symmetrische Größenverteilung sind ein Ausschlusskriterium für diese Kokillenform.

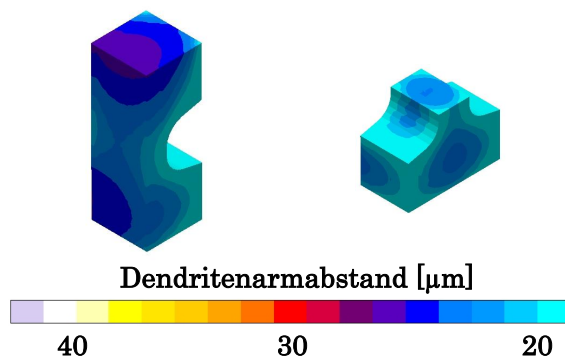


Abbildung 4.5: Simulation des DAS im Längs- und im Querschnitt des Gussteils in der Kokillenvariante 2

Ein weiterer Kokillinentwurf berücksichtigt einen Schlackefang und einen Bypass, um die schwankende Bewegung im Gussteil zu mindern. Dennoch ist eine probenkonturnaher, stehende Gussteilgeometrie nicht anwendbar, da Kaltlauf im mittleren Probenbereich auftritt.

Abgeleitete Konkretisierung der Anforderungen

Aus den Fehlerquellen der ersten Kokillentwürfe können weitere Anforderungen an die Kokille abgeleitet werden. Zum einen soll die Schmelze in allen Phasen des Gießens ruhig und turbulenzarm fließen. Deshalb müssen die Gießgeschwindigkeit und die Höhe des Eingusses herabgesetzt werden. Die Kokille sollte gefüllt sein, bevor die Liquidustemperatur der Schmelze erreicht ist. Wenn also langsamer gegossen wird, die maximal zur Verfügung stehende Zeit allerdings gleich bleibt, müssen die Querschnitte von Gießlauf und Anschnitten angepasst werden. Wird das Gussteil von seiner langen Seite befüllt, ist eine geringere Kokillenhöhe umsetzbar. Weiterhin ist die Form der Probe aufgrund besserer Erstarrungseigenschaften und zur Erreichung eines homogeneren DAS fortan nicht mehr konturnah abgebildet, sondern besitzt die Form eines Quaders.

Die Einlaufgestaltung wird mithilfe der Gieß- und Anschnittsregeln nach Nielsen [78, 79, 80] ausgelegt und anhand von Erkenntnissen aus der Gießsimulation optimiert. Die Ausgangssituation ist hier, dass die Legierung AlSi10Mg(Cu) in eine Kokille aus dem Warmarbeitsstahl X40CrMoV5 gegossen wird. Die Gießtemperatur der Schmelze beträgt 720 °C und die Kokille wird auf 300 °C temperiert. Um keinen Kaltlauf während des Gießens zu erzeugen, muss der Gießprozess vor Erreichen der Liquidustemperatur abgeschlossen sein.

Weiterhin ist darauf zu achten, dass die Schmelze nicht zu schnell durch die Läufe fließt. Hierzu benennt [78] eine kritische Fließgeschwindigkeit von $v = 0,5 \text{ m/s}$, bis zu der die Oberflächenspannung geschmolzener Metalle unbeschädigt bleibt. Bei höheren Fließgeschwindigkeiten tritt die Schmelze fontänenähnlich aus den Anschnitten aus und ermöglicht so die Oxiduntermischung und folglich ein unreines Gefüge. Weiterhin kann der Schmelzestrom bei zu hoher Geschwindigkeit abreißen und Luft einschließen. Nach Nielsen ausgelegte Einläufe vermeiden das Abreißen des Stromes durch bremsende Reibungsverluste an der Einlaufwand. Vorteilhaft sind für diesen Fall Eingüsse mit sich verjüngendem Querschnitt, da sie den sich nach unten einschnürenden Schmelzestrom turbulenzarm aufnehmen. Wenn sich der Eingusskanal nach unten hin verjüngt, bleibt der Strom kompakt und Schaumbildung wird vermieden.

Ebenfalls positiv wirkt sich ein Eingsüstümpel oder ein Eingsustrichter auf die Gießgeschwindigkeit und die Schmelzereinheit aus. Durch die räumliche Trennung von Einleer- und Ablaufstelle kann die Schmelze hier zur Ruhe kommen und Schlacke, Schaum und Luft werden nicht in den Eingusskanal gesogen. Nielsen gibt auch Richtlinien für die Auslegung der minimalen Lauf- und Anschnittflächen an. Da der Übergang vom Einguss zum Gießlauf zumeist in einem 90°-Winkel geschieht, wird die Schmelze gebremst und benötigt so einen größeren Kanaldurchmesser. Nielsen empfiehlt die Erweiterung des Querschnitts auf das 1,4-fache. Wird der Laufquerschnitt zu klein vorgesehen, kann ein Rückstau der Schmelze entstehen, sodass die Gießzeit nicht eingehalten wird, das Erstarren der Schmelze einsetzt und die Form nicht vollständig gefüllt werden kann.

Kokillenvariante 3

In einer weiteren Konstruktionsvariante, siehe Abbildung 4.6 a, werden die zuvor benannten Eigenschaften berücksichtigt. Obwohl ein Eingussstrichter die Schmelze beruhigt, beschleunigt sie so stark, dass das flüssige Metall das Gussteil mit einer schwankenden Bewegung füllt. Hierbei legt sich die Oxidhaut an die Kokillenwand, sodass diese beim Absinken des Füllstandes durch die Wellenbewegungen nach unten abklappt. Als nächstes steigt die Standhöhe der Schmelze im Gussteil wieder an, wobei sich eine weitere Oxidschicht auf die bereits Vorhandene legen oder Luft einschließen kann. Die überlagerten Oxidhäute verursachen neben der geschädigten Oberfläche auch ein unreines Gefüge.

Kokillenvariante 4

Mit einem schrägen Gießlauf, dessen Querschnitt sich stetig verjüngt und einem abgerundeten Übergang vom Einguss zum Gießlauf, wie in Abbildung 4.6 b dargestellt ist, soll der Schmelze Geschwindigkeit genommen werden [78]. Allerdings beginnt die Füllung des Probenbereichs durch die große Querschnittsreduktion des Gießlaufes über den hinteren Abschnitt und läuft dann über in den ersten Abschnitt. Dies führt zu starken Wellenbewegungen, die wiederum nachteilig und zu verhindern sind.

Da in den Varianten 3 und 4 die Berechnung keine Porosität im Probenbereich aufweist und die Erstarrung gerichtet von der Mitte ausgehend in die Speiser führt, wird die Kokille mit einem quaderförmigen Gussteil weiter optimiert.

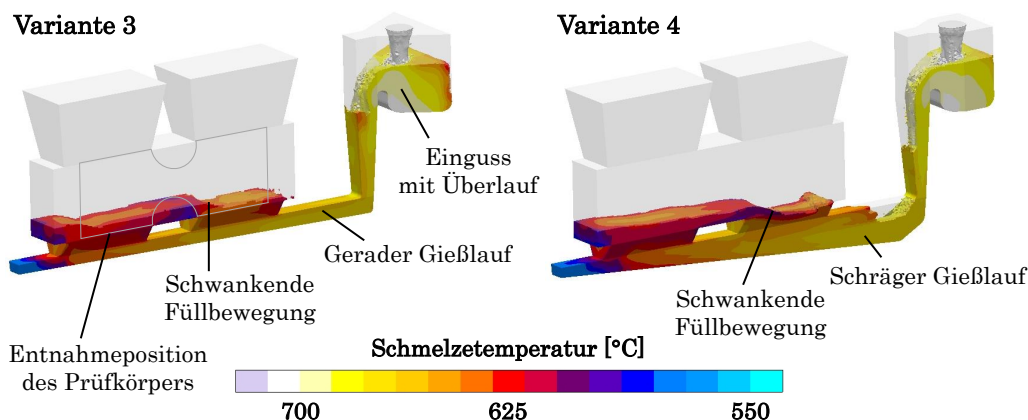


Abbildung 4.6: Erstarrungstemperatur während der Füllsimulation in Kokillenvariante 4

(a) mit Einguss und Gießlauf im 90° Winkel

(b) mit angeschrägtem Gießlauf

Kokillenvariante 5

Die Versuchskokille wird in Variante fünf mit drei 90°-Umlenkungen versehen, sodass die Schmelze noch stärker gebremst wird. Weiterhin verringert sich der Querschnitt des Gießlaufes geringfügig und er erhält eine leichte Steigung in Richtung Schlackefang. Am Ende des Gießlaufes befindet sich ein Schlackefang, sodass der erste verunreinigte Schmelzeshwall an den Anschnitten vorbeifließt und hier erstarrt. Erst dann beginnt die Füllung der Anschnitte. Sie sind deutlich höher und schmaler als in den vorherigen Varianten und nehmen so nicht viel Material auf. Dadurch füllen sich beide Anschnitte gleichmäßig und die schwankende Bewegung der Schmelze wird minimiert.

In Abbildung 4.7 a ist die Schmelzetemperatur nach einer Gießzeit von 3,48 s dargestellt. Hier fällt die Temperaturdifferenz zwischen den Anschnitten auf. Wie in dem Schnittbild aus Abbildung 4.7 b zu erkennen ist, fließt die Schmelze über die vom Einlauf abgewandte Seite in den Probenkörperbereich. Hierdurch zirkuliert die Schmelze in beiden Gussteilhälften.

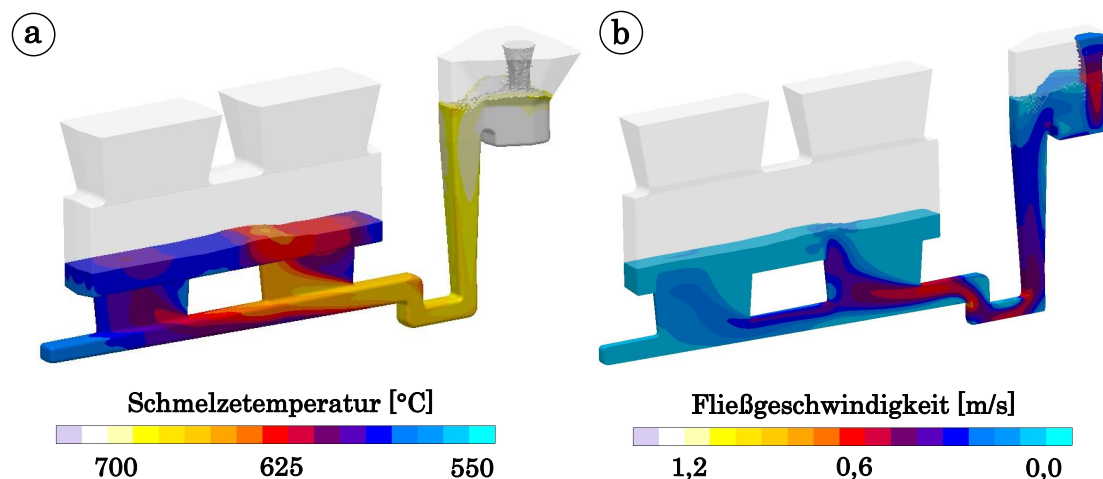


Abbildung 4.7: Gießeigenschaften und Analyse des Gussteils der Kokillenvariante 5
(a) Erstarrungstemperatur während der Füllsimulation
(b) Fließgeschwindigkeit während des Gießvorgangs im Längsschnitt durch das Gussteil

Porosität tritt im Probenbereich nicht auf, wie aus Abbildung 4.8 a zu entnehmen ist. Abbildung 4.8 b zeigt, dass der Dendritenarmabstand je nach Position im Prüfquerschnitt um knapp 8 μm variiert. Da die Gushaut bei der Probenfertigung entfernt wird, beträgt die Varianz des DAS im Probenbereich nur noch maximal 2,5 μm . Durch die Variation der Gießtemperatur oder Schichten der Kokille kann dieser Wert noch gemindert werden. Somit erfüllt diese Kokillenvariante die Bedingungen und wird in dieser Form verwendet. Da die in den vorherigen Varianten betrachteten Parameter Schmelzetemperatur, DAS

und Porosität für diese Variante die Forderungen erfüllen, wird zudem die Formfüllgeschwindigkeit betrachtet, um potenzielle Verunreinigungen aufgrund von Verwirbelungen und Oxidhautuntermischung zu bewerten, siehe Abbildung 4.7 b. Hierbei zeigt sich, dass die kritische Formfüllgeschwindigkeit nicht mehr überschritten wird, sobald der Einlauf vollständig gefüllt ist. Im mittleren Bereich des Gussteils, dem Prüfbereich, beginnt die Erstarrung zuerst und breitet sich dann zu den Seiten hin gerichtet aus.

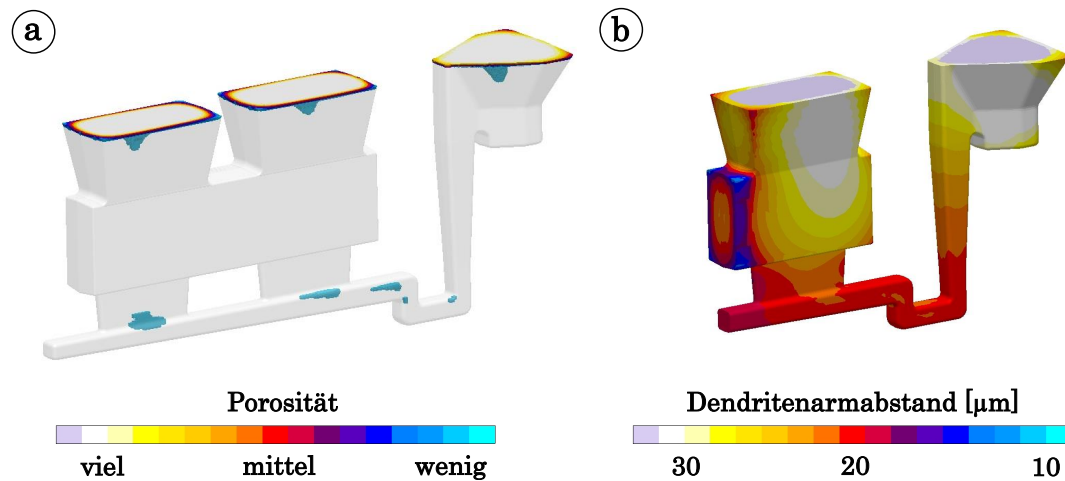


Abbildung 4.8: Gießeigenschaften und Analyse des Gussteils der Kokillenvariante 5
 (a) Porosität im Gussteil
 (b) Größenverteilung des DAS im Querschnitt durch die Prüfebene

Fertigung

Für einen stabilen Gießprozess ist die Überwachung der Kokillentemperatur notwendig. In Abbildung 4.9 ist das CAD-Modell einer Kokillenhälfte mit dem sich darin befindlichen Gussteil dargestellt. Die roten Kreisflächen markieren die Positionen der Thermoelemente. Während des Gießens werden die Temperaturen durch sechs Thermoelemente in den Kokillenhälften aufgezeichnet und als Richtwert für den Beginn eines Abgusses beachtet. Hierbei ist die symmetrische Positionierung der Thermoelemente in beiden Kokillenhälften wichtig, sodass eine Temperaturdifferenz zwischen den Seiten erkennbar ist.

Da die Kokille während des Gießprozesses auf einer induktiv erwärmten Heizplatte steht, muss ihre Position so ausgerichtet werden, dass sich beide Kokillenhälften gleichmäßig erwärmen. Dies wird durch die Temperaturmessung kontrolliert und kann durch die Änderung der Positionierung auf der Heizplatte oder einer Erhöhung der Untergrundtemperatur ausgeglichen werden.

In Abbildung 4.9 ist die Geometrie der späteren Versuchsprobe angedeutet. Das Gussteil ist 47 mm länger als die Probe, um weitere Probengeometrien wie beispielsweise Zugproben mit den gleichen Eigenschaften aus dem Gussteil fertigen zu können.

4.1 Entwicklung einer Kokille zur Urformung der Prüfkörper

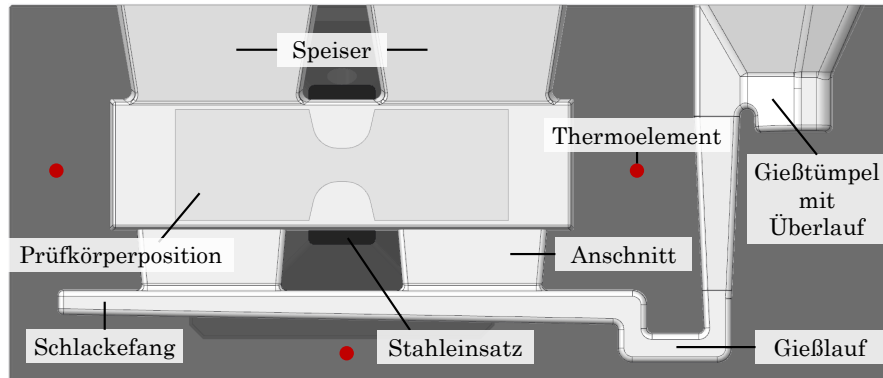


Abbildung 4.9: CAD-Modell einer Kokillenhälfte mit Probengeometrie im Gussteil angedeutet, Thermoelementpositionen (rot) und Einsatz mit Wasserkühlung (schwarz)

Abbildung 4.10 zeigt eine Kokillenhälfte der gefertigten Kokille mit eingebautem Kühleinsatz. Nummer (1) kennzeichnet den Eingusstümpel von dem aus die Schmelze in den senkrechten Einlauf geleitet und dann drei mal in einem 90°-Winkel in den waagerechten Lauf umgeleitet wird. Die Schmelze, die während eines Abgusses als erstes das Gießsystem durchläuft, ist aufgrund der hohen Fallgeschwindigkeiten und Turbulenzen, die bis zur vollständigen Füllung des Einlaufs auftreten, durch Oxide verunreinigt und wird in den Schlackefang gedrückt. Dieser ist mit (3) gekennzeichnet.

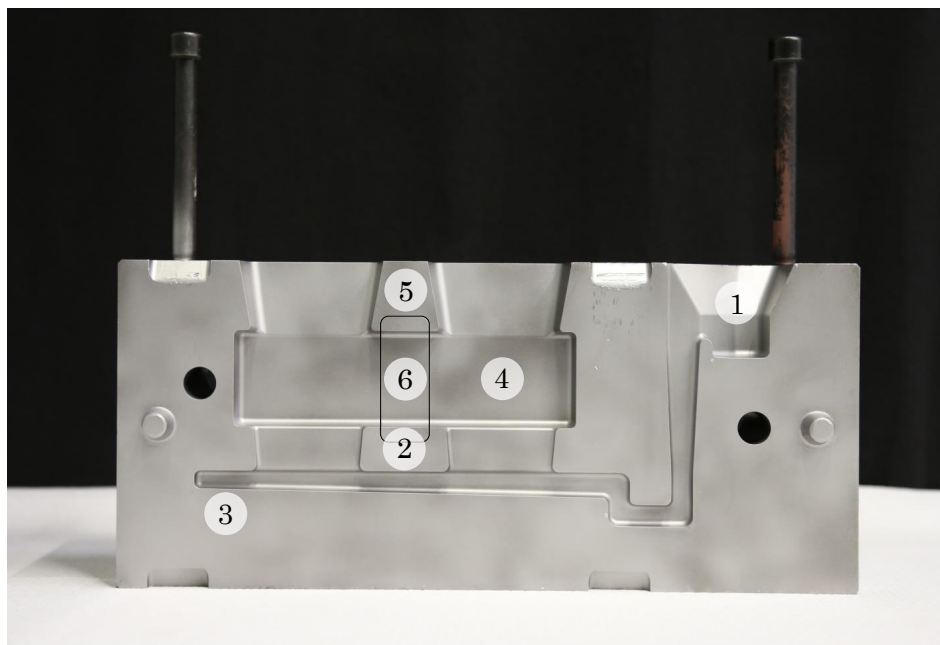


Abbildung 4.10: Versuchskokille mit montiertem Stahleinsatz

Rechts und links neben Nummer (2) steigen vom Lauf die Anschnitte empor und münden im Probenbereich des Gussteils (4). Ist dieser gefüllt, steigt die Schmelze in die Speiser, welche sich auf beiden Seiten neben Nummer (5) befinden. Sie sorgen durch die massive Ausführung, die späte Füllung und der damit verbundenen zeitlichen Verzögerung bis zur Erstarrung dafür, dass noch flüssige Schmelze aus den Speisern die Erstarrungsschwindung im Probenbereich des Gussteils ausgleichen kann und so keine Schwindungsporosität entsteht.

Mit (6) ist ein Stahleinsatz gekennzeichnet. Dieser dient der gerichteten Erstarrung des Gussteils, da die Anforderungen an die Gefügequalität besonders für den mittleren Bereich des Gussstücks gelten. Um die Verfälschung der Prüfergebnisse aufgrund von Gefügeinhomogenitäten zu verhindern, wird dieser Bereich zusätzlich gekühlt, indem der Stahleinsatz mit Kühlwasser durchströmt wird.

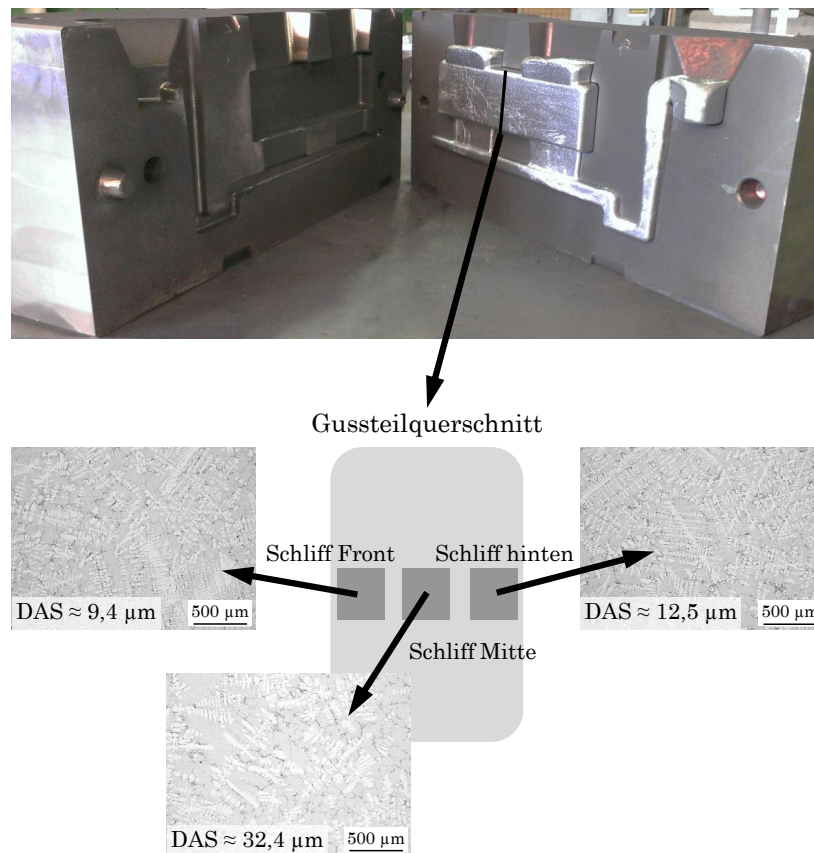
4.2 Gießversuche

Zur Bestimmung der Gießparameter, unter denen sich ein homogenes und porenfreies Gefüge im Gussteil einstellt, werden Gießversuche durchgeführt, bei denen neben der Kokillen- und der Schmelzetemperatur beim Gießen auch die Legierungszusammensetzung, die Kokillenschichte und die Wasserkühlung variiert werden. In jeder Versuchsreihe werden das Gefüge und die Porosität einer Gussteilstichprobe beurteilt und davon weitere Optimierungsmaßnahmen abgeleitet.

4.2.1 Vorversuche und Zielsetzung

Durch die Versuchsreihe Null wird das Gieß- und Erstarrungsverhalten bei Verwendung der Versuchskokille erprobt. Diese ist nicht geschichtet und wird in fünf Abgüssen von 250 °C bis auf 325 °C erwärmt. Hierbei zeigt sich, dass 250 °C zu gering ist, um die Form vollständig zu füllen, wie in Abbildung 4.11 zu sehen ist. Die Speiser sind hier weniger als bis zur Hälfte gefüllt, weil die Schmelze sehr schnell erstarrt ist. Erst ab einer Kokillentemperatur über 300 °C ist die vollständige Formfüllung möglich.

Weiterhin wird der Einfluss der Wasserkühlung auf die Erstarrungszeit untersucht. Ist die Kühlung mit 20 °C Wassertemperatur während der gesamten Gießdauer eingeschaltet, erstarrt das Gussteil insgesamt nur minimal schneller als ohne Wasserkühlung. Zudem bildet sich der DAS im mittleren Gussteilbereich sehr ungleichmäßig aus. In den kokillennahen Bereichen erstarrt das Material wesentlich schneller als in der Gussteilmitte. Hier ist der DAS um den Faktor 3 größer. Aus diesem Grund empfiehlt sich die permanente Kühlung des Einsatzes nicht, da die Wärme nicht schnell genug aus dem gesamten Querschnitt geleitet werden kann, um die einheitliche Entwicklung des DAS zu bewirken. Der in der Abbildung 4.11 erkennbare Größenunterschied des DAS zwischen dem rechten und dem linken Schliff lässt sich auf eine unregelmäßige Erwärmung der beiden Kokillenhälften zurückführen.



**Abbildung 4.11: Geöffnete Kokille vor dem Ausformen des Gussteils (oben)
Dendritenarmabstände kokillenwandnah und in der Mitte des
Gussteils im Querschnitt auf halber Gussteillänge (unten)**

4.2.2 Versuchsreihen und Ergebnisse

Da die Gießsimulation zeigt, dass ein porenarmes Gefüge mit relativ gleichmäßigem DAS erzeugt werden kann, die Ergebnisse der Erprobungsgießreihe jedoch ein sehr unregelmäßiges und poröses Gefüge aufweisen, werden einzelne Gießparameter schrittweise angepasst. Ziel der im Folgenden beschriebenen Gießreihen ist ein reproduzierbarer Parametersatz, anhand dessen Gussteile mit einer symmetrischen, homogenen Gefügeausbildung und minimaler Porosität erzeugt werden können. Die Tabelle 4.2 stellt die Parameter der sechs Versuchsreihen gegenüber und zeigt die Unterschiede der Temperaturen, Kornfeinung, Legierung und Schlichte auf.

Tabelle 4.2: Variierende Parameter und Ergebnisse der Gießversuche

| Parameter | Gießreihe | | | | | |
|--|-----------------------------|------------------------------|------------------------------|--|--|--|
| | 1 | 2 | 3 | 4 | 5 | 6 |
| Kokillentemperatur | 316 °C bis 387 °C | 336 °C bis 353 °C | 336 °C bis 353 °C | 364 °C bis 398 °C | ~360 °C | ~345 °C |
| Schmelzetemperatur | 735 °C | 735 °C | 735 °C | 750 °C | 748 °C | 750 °C |
| Gießtemperatur | 725 °C | 725 °C | 725 °C | 745 °C | 743 °C | 745 °C |
| Kokillentemperierung durch Heizplatte | ja | ja | ja | nein | ja | ja |
| Einsatzkühlung | nein | nein | nein | nein | 5 s vor Gieß- beginn | ab Schmel- zustand Speiser |
| Impellern | 6 min | 6 min | 6 min | 6 min | 6 min | 6 min |
| Kornfeinung (KF) | nein | TiB | TiB | TiB | AlTi3B1 | AlTi3B1 |
| Legierungsänderung im Vergleich zur vorherigen Versuchsreihe | Grund- legierung | Grund- legierung (+KF) | Grund- legierung (+KF) | Grund- legierung (+KF) +Ca,Pb - Ni | Grund- legierung (+KF) +Si,Fe, Mn,Zn,Ni -Cr,Pb, P,Zr | Grund- legierung (+KF) +Si |
| Schlichte (vgl. Abbildung 4.12) | Bor- Nitrid | Bor- Nitrid | Bor- Nitrid | Bor- Nitrid, KS 84, Arbeits- und Grund- schlich- te | Bor- Nitrid, KS 84, Arbeits- und Grund- schlich- te | Bor- Nitrid, KS 84, Arbeits- und Grund- schlich- te |
| Abschreckmedium | Wasser (60 °C) | Wasser (60 °C) | Luft | Luft | Wasser (60 °C) | Wasser (60 °C) |
| Probenumfang | 5 | 7 | 8 | 24 | 35 | 35 |
| Porosität | max. 1,3 mm ³ | max. 0,3 mm ³ | max. 0,25 mm ³ | max. 0,1 mm ³ | < 0,05 mm ³ | < 0,05 mm ³ |
| DAS | 23,5 µm | 24,0 µm | 27,20 µm | 36,02 µm | 31,08 µm | 28,03 µm |

Gießreihe 1

Da sich der DAS in der Erprobungsgießreihe als inhomogen herausstellt, soll dieser im prüfungsrelevanten Bereich angeglichen werden. Durch das Schichten des Stahleinsatzes mit Bor-Nitrid, wie in Abbildung 4.12 1, wird in diesem Bereich mehr Wärme abgeführt. Dieser Schlichteeinsatz stellt sich als ungünstig heraus, da er Erstarrungsporosität begünstigt. Die Festigkeitskennwerte der Legierung können nur erreicht werden, wenn das Gussteil näherungsweise porenfrei ist. Hierbei haben nicht die Anzahl der Poren, sondern auch ihre Form einen negativen Einfluss auf die plastischen Verformungseigenschaften des Gussteils [6].

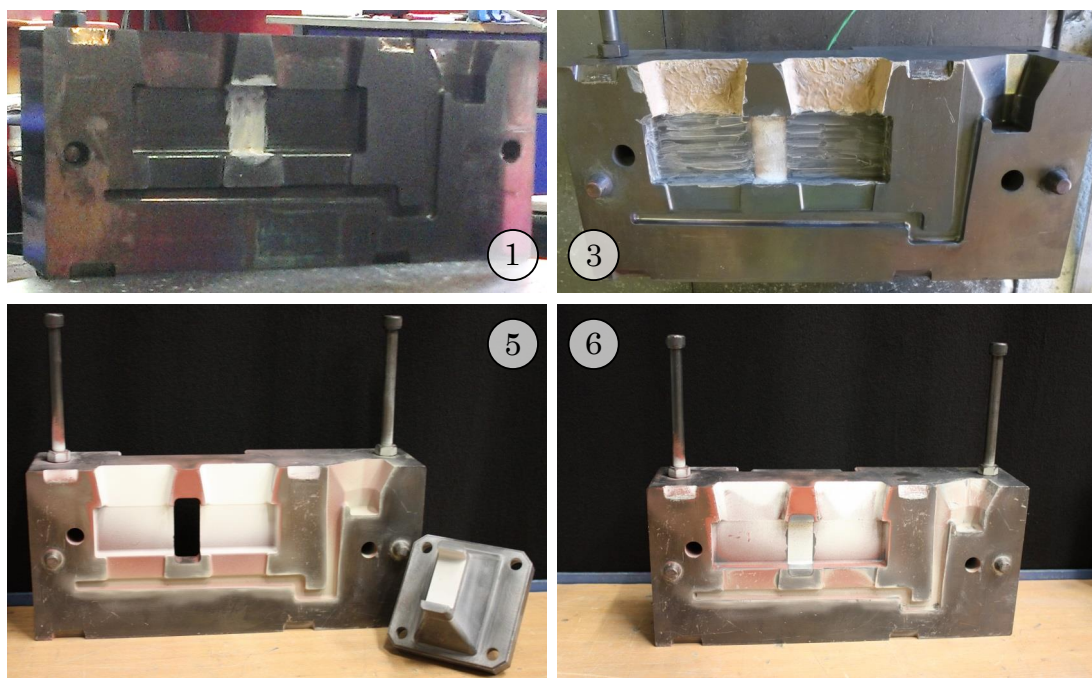


Abbildung 4.12: Unterschiedliche Varianten des Schlichteauftrags der Gießreihen 1, 3, 5 und 6

Die Porosität einer Stichprobe der ersten Versuchreihe wird durch die Auswertung der CT-Analyse mit der Software myVGL als sehr grob verteilt bestimmt, wie in Abbildung 4.13 a dargestellt ist. Hier ergibt sich ein Porenvolumen von maximal $1,3 \text{ mm}^3$ im mittleren Gussteilbereich. Da Poren dieser Größe einen zu großen Einfluss auf die Rissentstehung und -ausbreitung in der Probe haben, werden die Gießparameter Schmelztemperatur und Kornfeinung in der folgenden Versuchsreihe weiter angepasst, um die Porengröße zu minimieren.

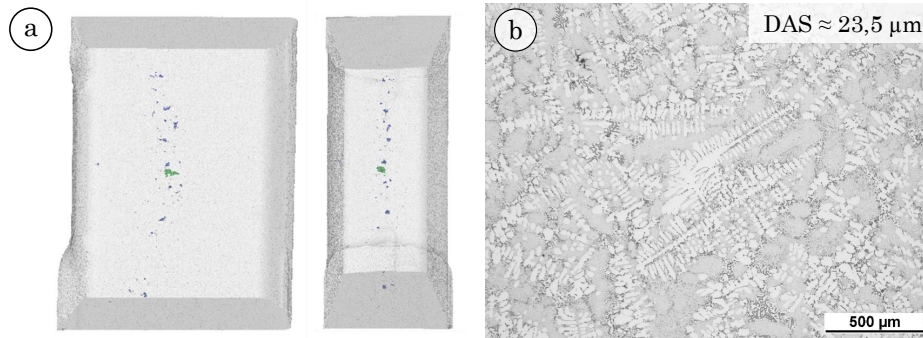


Abbildung 4.13: Gefüge einer Stichprobe aus Gießreihe 1

- (a) CT-Aufnahmen des mittleren Gussteilbereiches in der Seitenansicht (links) sowie von oben betrachtet (rechts)
 (b) Schliffbild des mittleren Gussteilbereiches im Längsschnitt

Gießreihe 2

Auffällig an den Proben der ersten Gießreihe ist ein grobkörniges Gefüge. Dieses kann auf drei Arten verfeinert werden, die jeweils unterschiedlich wirken. Zunächst können der Legierung Ti und B beigemischt werden, die den α -Mischkristall verfeinern. Eine weitere Methode ist das Ankeimen des primären Siliziums durch die Zugabe von Phosphorzusätzen. Als dritte Möglichkeit bleibt die Einflussnahme auf die Form der Siliziumkristalle. Diese bilden sich je nach Gehalt der Elemente Na, Sr und Sb von nadelig über lamellar bis feinfaserig aus, siehe Abschnitt 2.2. Ein feinkörniges Gefüge wirkt sich positiv auf die Speisungseigenschaften und die Lunkerbildung aus. Auch die mechanischen Eigenschaften, wie beispielsweise die Zugfestigkeit und die Bruchdehnung, verbessern sich [81].

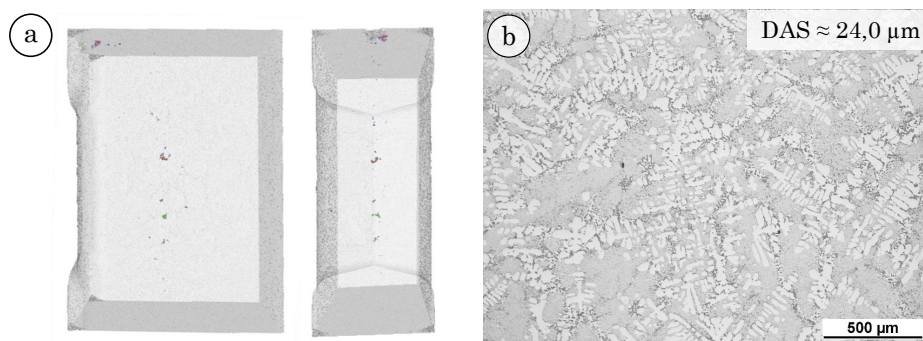


Abbildung 4.14: Gefüge einer Stichprobe aus Gießreihe 2

- (a) CT-Aufnahmen des mittleren Gussteilbereiches in der Seitenansicht (links) sowie von oben betrachtet (rechts)
 (b) Schliffbild des mittleren Gussteilbereiches im Längsschnitt

Ab der zweiten Gießreihe der Gießversuche werden der Schmelze Ti und B beigemischt. Hierdurch bilden sich die Körner des Gussteils wesentlich kleiner aus. Während diese in der ersten Gießreihe einen sehr unregelmäßigen Durchmesser von durchschnittlich 1,3 mm aufweisen, erreicht die Korngröße in der zweiten Gießreihe einen gemittelten Durchmesser von 834 μm . Weiterhin hat diese Legierungsanpassung einen erheblichen Einfluss auf das Porenvolumen. In Abbildung 4.14 a ist zu erkennen, dass sich noch immer ein Porenband durch die Mitte des Gussteils legt. Diese sind allerdings feiner verteilt und von geringem Umfang als in der ersten Gießreihe. Das maximale Porenvolumen beträgt in dieser Gießreihe $0,3 \text{ mm}^3$. Hierdurch zeigt sich, dass die Kornfeinung der Legierung notwendig ist.

Gießreihe 3

In der dritten Gießreihe wird die Kokille zusätzlich komplett geschlichtet, um eine gleichmäßigere Abkühlung des gesamten Gussteils zu erzielen. Hier wird die Bor-Nitrid-Schicht, die für die Stahleinsätze verwendet wird, dünn im Probenkörperbereich aufgetragen. Wie in Abbildung 4.12 (3) zu sehen ist, wird im Speiserbereich die Isolierschicht Maxicoat-Al1411 aufgetragen. Diese vermindert den Wärmeübergang von der Schmelze in die Kokille, um der Erstarrungsporosität entgegen zu wirken. Durch die verzögerte Abkühlung im Speiserbereich kann die Schmelze die erstarrungsbedingte Volumenänderung des mittleren Gussteils länger ausgleichen. Die Wirkung ist jedoch nur geringfügig feststellbar. Der DAS im Prüfbereich vergrößert sich durch das längere Halten hoher Temperaturen auf 27,2 μm , siehe Abbildung 4.15 a und das Porositätsband bleibt erhalten. Das maximale Porenvolumen bildet sich mit $0,25 \text{ mm}^3$ geringfügig feiner aus. Jedoch ist dieses Porenvolumen für die Untersuchungen zu groß.

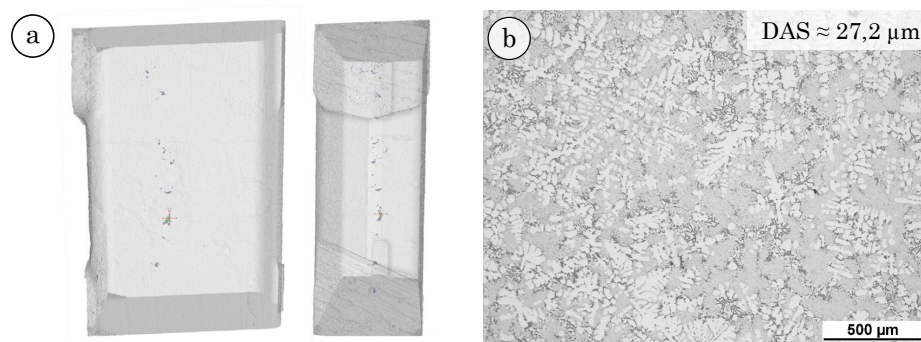


Abbildung 4.15: Gefüge einer Stichprobe aus Gießreihe 3

- (a) CT-Aufnahmen des mittleren Gussteilbereiches in der Seitenansicht (links) sowie von oben betrachtet (rechts)
- (b) Schliffbild des mittleren Gussteilbereiches im Längsschnitt

Gießreihe 4

Da die Porosität noch immer sehr grob ist und sich unregelmäßig im mittleren Probenbereich verteilt, wird ein neuer Schichtenaufbau eingesetzt. Hierbei werden mehrere Schichten in unterschiedlichen Schichtdicken kombiniert und gleichmäßig auf die verschiedenen Kokillenbereiche aufgetragen. Der Stahleinsatz wird mit Bor-Nitrid besprüht. In Abbildung 4.16 (6) ist die Beschichtung auf dem ausgebauten Stahleinsatz in weiß sichtbar. Sie hat eine Schichtdicke von 18 μm und erhält durch das gesprühte Auftragen eine ebene Oberfläche. In diesem Bereich soll die Wärme verstärkt aus der Schmelze abgeführt werden. Auf die Läufe und Anschnitte wird eine 16 μm dicke Kokillenschichte mit dem Handsprühgerät aufgebracht. Die gleiche Schichte wird auch für die Beschichtung der Probenform verwendet und durchschnittlich 28 μm dick aufgetragen, vgl. Abbildung 4.16 (2) bis (4). Die Speiser werden zunächst mit Grund- und dann mit Arbeitsschichte versehen, sodass die Schichtdicke hier durchschnittlich 128 μm hoch aufträgt, siehe Abbildung 4.16 (5).

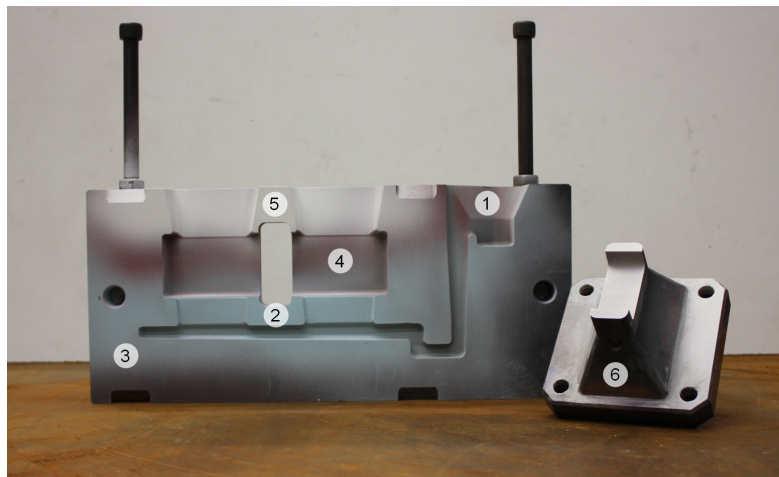


Abbildung 4.16: Demontierte Versuchskokille im geschichteten Zustand

Die Versuche der vierten Gießreihe werden ohne Heizplatte durchgeführt. Somit ist die Kokille zu Beginn der Gießreihe kalt und wird durch zehn Abgüsse erhitzt, die nicht in die Untersuchung eingehen. Die Abgüsse der Versuchsreihe erfolgen zügig hintereinander, um die Kokille auf einem stabilen Temperaturniveau zu halten. Durch die CT-Untersuchung zweier Stichproben mit einer Voxelgröße von 28 μm wird sichtbar, dass diese Schichtekombination einen großen Einfluss auf die Porosität des Gussteils ausübt. Wie in Abbildung 4.17 a auffällt, befindet sich im Prüfbereich eine geringe Anzahl feiner Poren, die ein maximales Volumen von 0,1 mm^3 aufweisen. Die Korngröße für Proben dieser Versuchsreihe beträgt durchschnittlich 475 μm . Dieser Wert liegt in dem Referenzbereich für Zylinderköpfe und entspricht daher den Anforderungen, siehe Tabelle 4.1. Der DAS hingegen ist aufgrund der hohen Gießtemperaturen stark gestiegen und liegt in dieser Versuchsreihe bei durchschnittlich 36,0 μm . Dieser Wert ist deutlich zu hoch, sodass weitere Gießversuche folgen.

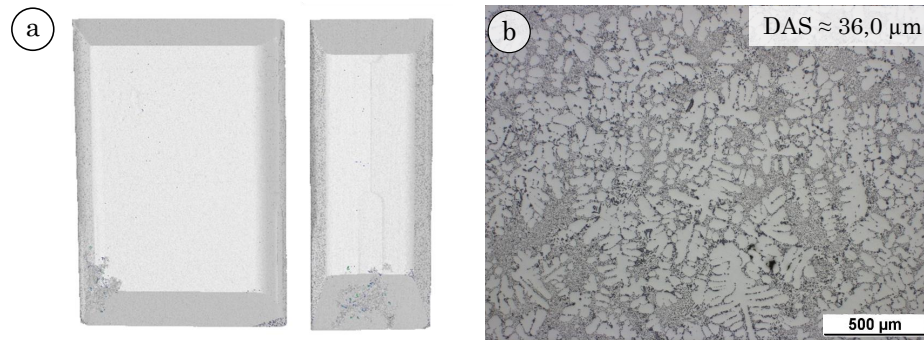


Abbildung 4.17: Gefüge einer Stichprobe aus Gießreihe 4

- (a) CT-Aufnahmen des mittleren Gussteilbereiches in der Seitenansicht (links) sowie von oben betrachtet (rechts)
- (b) Schliffbild des mittleren Gussteilbereiches im Längsschnitt

Gießreihe 5

Durch die Kühlung des Stahleinsatzes soll die Größe des DAS im mittleren Gussteilbereich verringert werden. Hierfür wird der Stahleinsatz in der fünften Versuchsreihe unmittelbar vor dem Gießbeginn für 5 Sekunden mit Wasser bei einer Temperatur von 20°C durchströmt und so abgekühlt. Die Kokillentemperatur sowie die Schmelztemperatur bei Gießbeginn bleiben auf dem Niveau der letzten Gießreihe, jedoch wird die Kokille wieder durch eine Heizplatte warm gehalten. Die Kühlung bewirkt eine Verkleinerung des DAS auf $31,1 \mu\text{m}$ im Prüfbereich mit einer durchschnittlichen Abweichung von $1,9 \mu\text{m}$. In Abbildung 4.18 zeigt die CT-Untersuchung, dass die Porosität ebenfalls geringer ist und ein Porenvolumen von maximal $0,05 \text{mm}^3$ erreicht wird. Dieser Wert liegt unterhalb der Porositätsanforderung des Referenzbauteils. Die durchschnittliche Korngröße liegt mit $597 \mu\text{m}$ ebenfalls im geforderten Bereich.

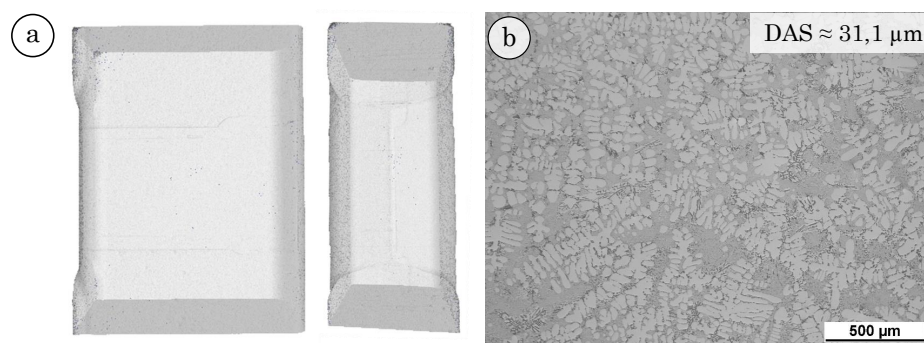


Abbildung 4.18: Gefüge einer Stichprobe aus Gießreihe 5

- (a) CT-Aufnahmen des mittleren Gussteilbereiches in der Seitenansicht (links) sowie von oben betrachtet (rechts)
- (b) Schliffbild des mittleren Gussteilbereiches im Längsschnitt

Gießreihe 6

Die fünfte Gießreihe erfüllt die Anforderungen an die Gussteile mit Ausnahme des geringen DAS. In dieser Gießreihe soll der DAS durch eine Änderung der Gießprozessparameter noch weiter reduziert werden. Hierbei setzt die Kühlung der Stahleinsätze erst ein, wenn die Schmelze in der Kokille bis zu den Speisern aufgestiegen ist. Bei Erreichen dieses Füllstandes wird die Temperatur der Einsätze mit Kühlwasser verringert, sodass die Wärme des Materials in diesem Bereich während der Erstarrung permanent abgeführt wird. Die Kühlung bleibt aktiviert, bis das Gussteil vollständig erstarrt ist.

Weiterhin ist die Kokille in dieser Versuchsreihe bei Gießbeginn 15 °C kälter als in der vorherigen Versuchsreihe, sodass die zügige Abkühlung zusätzlich unterstützt wird. Der DAS prägt sich unter diesen Bedingungen mit einer Größe von durchschnittlich $28,0\text{ }\mu\text{m}$ aus und weist eine Abweichung von $0,25\text{ }\mu\text{m}$ auf. Die Korngröße beträgt $547\text{ }\mu\text{m}$ und die Porosität ist, wie in Abbildung 4.19 a zu erkennen ist, mit der bisher angewendeten Voxelgröße von $30\text{ }\mu\text{m}$ nicht detektierbar. In den Stichproben der CT-Untersuchung tritt geringe Mikroporosität auf, die mit einer Voxelgröße von $9\text{ }\mu\text{m}$ zu erkennen ist, jedoch im Verhältnis zu dem Referenzbauteil, das deutliche Porosität bei einer Auflösung von $30\text{ }\mu\text{m}$ aufweist, so gering, dass der Einfluss vernachlässigt werden kann. Eine weitere Optimierung der Gießparameter wird nicht vorgenommen.

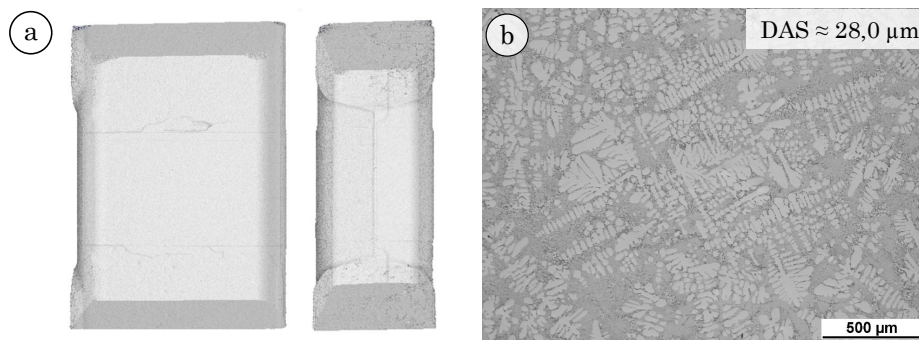


Abbildung 4.19: Gefüge einer Stichprobe aus Gießreihe 6
 (a) CT-Aufnahmen des mittleren Gussteilbereiches in der Seitenansicht (links) sowie von oben betrachtet (rechts)
 (b) Schliffbild des mittleren Gussteilbereiches im Längsschnitt

Zwar liegt die Größenordnung des erreichten DAS der Proben deutlich über dem des Flammdecks, jedoch wird auch der DAS des Ventilsteiges mit zunehmender Tiefe größer. Der Aufwand den DAS weiter zu senken ist im Verhältnis zu dem bekannten Einfluss auf die Schädigung zu groß, sodass die Gussteile für die Untersuchungen verwendet werden.

In den Abbildungen 4.17 b, 4.18 b und 4.19 b wird ersichtlich, dass sich in den letzten drei Gießreihen ein gleichförmiges Gefüge ausbildet. Anhäufungen einzelner Legierungselemente wie Silizium sind nicht stark ausgeprägt. Dies kann sich positiv auf das

Risswachstum auswirken, da Risse laut [56] vorrangig außerhalb der α -Mischkristalle, also im Eutektikum und an Gleitbändern wachsen. Aufgrund des über eine Gießreihe gleich bleibenden und zylinderkopfähnlichen DAS, der geringen Porosität und der einheitlichen Gefügeausbildung, werden die Gießreihen 4 bis 6 weiter untersucht.

Da sich die Legierungszusammensetzungen der Gießreihen 4 bis 6 nur geringfügig unterscheiden, werden beispielhaft gemittelte Werte von 4 Proben der sechsten Gießreihe in Tabelle 4.3 benannt. Die Elementkonzentrationen aller Gießreihen liegen innerhalb der durch die Norm DIN EN 1706 [14] für AlSi10Mg(Cu) vorgegebenen Bereiche, siehe Abschnitt 2.2.2.

Tabelle 4.3: AlSi10Mg(Cu)-Legierungszusammensetzung der Gießreihe 6 in Gew.-%

| Si | Fe | Cu | Mn | Mg | Ni |
|-------|--------|------|---------------|-------|------|
| 10,62 | 0,58 | 0,29 | 0,54 | 0,38 | 0,14 |
| Zn | Pb | Ti | andere gesamt | Al | |
| 0,34 | 0,0018 | 0,16 | Rest | 86,88 | |

4.3 Werkstoffzustand und Festigkeitskennwerte

4.3.1 Wärmebehandlung

Die Festigkeitswerte der AlSi10Mg(Cu) sind im Gusszustand für den Einsatz unter hohen Belastungen zu gering. Aus diesem Grund wird der Zylinderkopf, wie in Abschnitt 2.2 beschrieben, einer T6-Wärmebehandlung unterzogen. Da der Zylinderkopf jedoch nicht nur mechanisch, sondern in einigen Bereichen über einen langen Zeitraum auch hohen thermischen Belastungen ausgesetzt ist, verringert sich der positive Einfluss der T6-Wärmebehandlung mit fortschreitender Wirkdauer an diesen Stellen. Im Zylinderkopf findet Alterung statt, die nicht gleichmäßig im gesamten Bauteil erfolgt, sondern am Flammdeck beginnt und sich in den Ventilstegen in Richtung Kühlkanal mit abnehmender Erwärmungsintensität geringer ausbreitet. Der Alterungszustand des Ventilsteges ist folglich nicht homogen.

Dem Prüfstandversuch sollen neben der thermomechanischen Beanspruchung keine Alterungseffekte überlagert sein. Aus diesem Grund erfolgen die Untersuchungen an überalterten Versuchsproben. Um sicher zu stellen, dass die Festigkeitswerte der gegossenen Proben der Werkstoffnorm DIN EN 1706 für AlSi10Mg(Cu) entsprechen, wird zunächst eine T6-Wärmebehandlung für einen Teil der Gussteile aus den Versuchsreihen 4 bis 6 durchgeführt.

Alle übrigen Gussteile werden überaltert. Hierbei ist die Härte das ausschlaggebende Kriterium für das Stadium der Alterung. Untersuchungen von [52] zeigen, dass je höher die Auslagerungstemperatur ist, desto weniger Zeit ist notwendig, um ein stabiles Härteniveau zu erreichen. Bei der Überalterung bauen sich die Eigenspannungen, die während des Gießprozesses im Gussteil entstehen, mit fortschreitender Warmauslagerung immer weiter ab. Dieser Zustand stellt sich sowohl im Zylinderkopf während des motorischen Betriebes, als auch auf dem Prüfstand ein, sodass die T7-Wärmebehandlung bis zu diesem Punkt durchgeführt wird. Die Parameter der Wärmebehandlungen sind Tabelle 4.4 zu entnehmen.

Tabelle 4.4: Wärmebehandlungsparameter der Versuchsproben

| Zustand | Lösungsglühen | Abschreckmedium | Warmauslagerung |
|-----------------|-------------------|-----------------|---------------------|
| T6 (gehärtet) | 530 °C, 6 Stunden | Wasser (25 °C) | 210 °C, 3 Stunden |
| T7 (überaltert) | 530 °C, 6 Stunden | Wasser (25 °C) | 300 °C, 120 Stunden |

Für die Wärmebehandlung werden die Speiser und Anschnitte von den Gussteilen abgetrennt. Die Auflagefläche aller Gussstücke im Ofen ist die Speiserseite, wie in Abbildung 4.20 zu sehen. In den Wärmebehandlungsöfen herrscht durch das Befüllen in den Aufheizphasen der Proben ein ungleichmäßiges Temperaturfeld mit einem kühleren Bereich in der Türgegend und um die kalten Proben herum. Nach einiger Zeit gleicht sich die Temperaturdifferenz jedoch aus. Weiterhin ist durch das Blech, auf dem die Proben gelagert sind, keine symmetrische Zirkulation der Luft im Ofen möglich. Dies hat ebenfalls Auswirkungen auf die Homogenität des Temperaturfeldes. Der Einfluss auf den Härteverlauf der Proben soll gesenkt werden und reproduzierbar sein, indem alle Proben im Ofen gleich ausgerichtet sind.

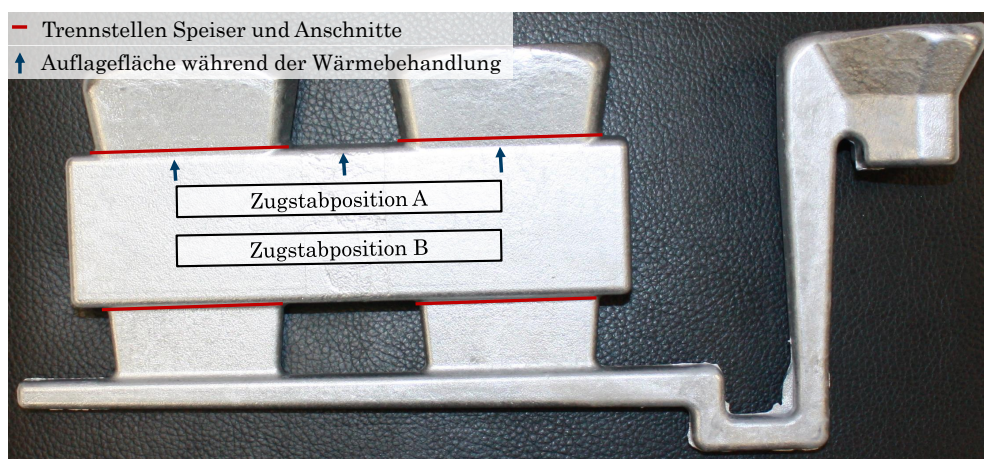


Abbildung 4.20: Gussteil mit eingezeichneten Trennpositionen, Auflagefläche während der Wärmebehandlung und Entnahmelage der Zugstäbe

4.3.2 Festigkeitseigenschaften

Aus einem Teil der T6 wärmebehandelten Proben werden Zugstäbe und Proben für die Härteprüfung gefertigt. Ihre Entnahmepositionen sind in Abbildung 4.20 dargestellt. Die Härte HBW 5/250 wird nach DIN ISO 6506 [82] durch das Brinellverfahren für je drei Proben aus den Gießreihen 4 bis 6 und jeweils für die Bereiche A und B bestimmt. Auf jeder Probe werden fünf Eindrücke vorgenommen. Anhand der 18 Messreihen ist keine Beziehung zwischen der Position in der Probe und einem Härtedefizit erkennbar. Die Messungen weisen eine Standardabweichung von etwa 0,8 HBW auf. Wie in Tabelle 4.5 zu entnehmen ist, übertreffen alle Probenreihen die in der Werkstoffnorm [14] vorgegebene Mindesthärte. Für drei überalterte Proben der sechsten Gießreihe werden ebenfalls die Härtewerte ermittelt, um sicherzustellen, dass die angegebenen Wärmebehandlungsparameter den gewünschten Effekt auf die Werkstoffeigenschaften haben. Der stabilisierte Zustand der Legierung AlSi10Mg(Cu) ist bei einem Härtewert von 50 HBW erreicht [52]. Dieser wird an den drei Proben der sechsten Gießreihe nachgewiesen. Somit können die überalterten Proben für die Rissfortschrittsuntersuchung verwendet werden.

Tabelle 4.5: Materialkennwerte der wärmebehandelten Proben im Vergleich zu der Werkstoffnorm DIN EN 1706 [14]

| Zustand | Gießreihe | Härte [HBW] | Streckgrenze [MPa] | Zugfestigkeit [MPa] | Bruchdehnung [%] |
|---------|-----------|----------------|-----------------------|------------------------|---------------------|
| T6 | Norm | ≥ 75 | ≥ 180 | ≥ 220 | ≥ 1 |
| | 4 | 107 | 265 | 313 | 1,8 |
| | 5 | 116 | 265 | 318 | 0,9 |
| | 6 | 117 | 268 | 325 | 1,5 |
| T7 | 6 | 50 | 79 | 160 | 7,6 |

Weitere Materialkennwerte werden durch statische Zugversuche an Zugproben der Form B nach DIN 50125 [83] bestimmt. Für überalterte Werkstoffe bestehen keine Richtwerte für Festigkeitskennwerte. Daher werden Proben der sechsten Gießreihe auf ihre Härte, die Zugfestigkeit, die Streckgrenze und die Bruchdehnung untersucht, wobei nur der Härtewert als Referenz für das Erreichen des überalterten Zustandes bewertet wird. Die übrigen Kennwerte dienen der Detektion des Festigkeitsabfalls. Um sicher zu stellen, dass die Festigkeitswerte der Gussproben der Norm entsprechen, werden die T6 wärmebehandelten Proben der Versuchsreihen 4 bis 6 ebenfalls in Zugversuchen untersucht. Die Ergebnisse für die Streckgrenze, die Zugfestigkeit und die Bruchdehnung werden mit der Werkstoffnorm verglichen. Wie in Tabelle 4.5 zu erkennen ist, werden die Anforderungen erfüllt. Somit lässt sich die Probencharge in die Norm einordnen.

4.4 Zusammenfassung zur Herstellung der Prüfkörper

In diesem Kapitel wird der Schwerkraftkokillenguss als das für das Urformen der Versuchsproben geeignete Gießverfahren bestimmt. Weiterhin werden Anforderungen an das Gussteil, an den Gießprozess und an die Kokille definiert, die bei der Herstellung der Proben eingehalten werden müssen. Dazu zählt auf der Prozessseite die gleichmäßige Formfüllung ohne schwankende Bewegung der Schmelze bei angemessener Fließgeschwindigkeit. Auf der Gussteilseite sind die möglichst geringe Porosität sowie die gleichmäßige Gefügestruktur mit homogenem DAS die Hauptanforderungen. Um diesen Anforderungen gerecht zu werden, werden einige Kokillenvarianten konstruiert und das Formfüllverhalten simuliert. Der Entwicklungsprozess wird anhand von fünf aussagekräftigen Varianten erläutert und die Versuchskokille schließlich detailliert dargestellt.

Sechs Versuchsreihen mit unterschiedlichen Gießparametern sind notwendig, um die geforderte Gefügequalität zu erreichen. Hierbei werden neben den Temperaturen von Schmelze und Kokille auch die Schlichte und die Wasserkühlung der Einsätze variiert. Stichprobenartig findet die Untersuchung des Gefüges und die Vermessung des DAS statt. Mithilfe von CT-Aufnahmen wird die Porengröße eines Gussteils aus jeder Gießreihe bestimmt. Zu Gunsten der geringen Porosität wird ein geringfügig größerer DAS als im Vergleichsbereich des Zylinderkopfes akzeptiert, da Poren einen stark negativen Einfluss auf die Lebensdauer ausüben. Die Gussteile der letzten drei Gießreihen weisen eine ausreichend hohe Gefügequalität auf, um für weitere Untersuchungen verwendet zu werden. Vorrangig werden jedoch Proben der sechsten Gießreihe untersucht, da diese den Anforderungen an die Gefügeeigenschaften weitestgehend genügen.

Durch die Wärmebehandlung werden die Festigkeitseigenschaften der Proben beeinflusst. Da für die überalterten Proben keine genormten Festigkeitskennwerte bestehen, wird ein Teil der Proben bis zum T6 Zustand wärmebehandelt. Die Zugfestigkeit und die Härte dieser Proben werden mit der Norm verglichen und halten die Vorgaben ein. Somit ist die Übertragbarkeit der Ergebnisse aus den folgenden Untersuchungen auf die Materialeigenschaften der AlSi10Mg(CU)-Legierung für Serienzylinderköpfe hergestellt.

5 Prüfaufbau für thermomechanische Untersuchungen

Die Entwicklung der Prüfmethode für thermomechanische Untersuchungen sowie die sich daraus ergebenden Anforderungen an den Prüfaufbau werden in diesem Kapitel definiert. Weiterhin werden die Prüfkomponenten und ihre Funktion für die Erprobung vorgestellt. Die Umsetzung des Aufbaus und die Ergebnisse wichtiger Einflussfaktoren auf das Temperaturfeld folgen am Ende dieses Kapitels.

5.1 Anforderungen an den Prüfaufbau

Mit dem entwickelten Prüfaufbau sollen die Belastungen variabel einstellbar sein. Diese können sowohl aus Messungen im motorischen Betrieb als auch durch die Simulation der thermomechanischen Beanspruchung des vom Zylinderkopf abgeleiteten Prüfkörpers ermittelt und sollen im Versuch nachgebildet werden. Hierzu muss der Prüfaufbau die Belastung auf die Probe variabel regeln können. Allerdings ist bei den Versuchen nicht nur die Höhe der thermischen Belastung hinsichtlich der Extremwerte von Bedeutung, sondern ebenfalls ihr zeitlicher Verlauf. Sowohl die Aufheizrate und Abkühlgeschwindigkeit als auch die Haltedauern auf bestimmten Temperaturniveaus müssen regelbar sein. Dies ermöglicht das Nachfahren eines realen oder synthetischen Zeitverlaufs.

Um die im Motor herrschenden thermischen Verhältnisse auf eine Probe zu übertragen, wird diese nur von einer Seite erwärmt. Dadurch stellt sich ein inhomogenes Temperaturfeld in der Probe ein, dessen Temperaturgradienten variiert und an die im Motor vorherrschenden thermischen Verhältnisse angepasst werden sollen. Im Zuge dessen soll für den Versuchsbetrieb ein Temperaturbereich zwischen 80 °C und 290 °C abgedeckt werden können.

Die Probe muss eingespannt sein, um die thermisch bedingte Ausdehnung behindern zu können und so die Zug- und Druckbeanspruchungen während der einzelnen Phasen des Temperaturzyklus zu induzieren. Weiterhin soll die Überlagerung einer axialen mechanischen Belastung für weitere Untersuchungen möglich sein. Die Schädigungsentwicklung soll dokumentiert und ausgewertet werden. Zu diesem Zweck werden zwei Kameras eingesetzt, die auf die Probenfrontseite und die seitliche Probenoberfläche gerichtet sind. Eine Kamera verfolgt die Rissinitiierung, während die zweite Kamera das Werkstoffverhalten während der Erwärmung und das Risswachstum detektiert.

Maßgeblich wird das Temperaturfeld von der Wärmeabfuhr beeinflusst. Diese ist nicht nur von der Wärmeleitfähigkeit der Legierung abhängig, sondern ebenfalls von den Möglichkeiten der Wärmeübertragung. Hier können sowohl eine Wasserkühlung als auch die zirkulierende Luft um die Probe herum einen Beitrag zur Abkühlung der Probe leisten. Hierbei soll ebenfalls die Kühlung der Probe regelbar sein, um Einfluss auf den Temperaturgradienten nehmen zu können.

Die Temperatur muss berührungslos gemessen werden, da ein Kontakt des Messmittels mit der Probenoberfläche die Temperaturentwicklung und die Spannungsverteilung an dieser Stelle beeinflussen. Thermoelemente im Probeninneren sind ebenfalls auszuschließen, da die hierfür notwendige Bohrung Auswirkungen auf das sich in der Probe einstellende Temperaturfeld hat.

5.2 Komponenten des Prüfaufbaus

5.2.1 Übersicht

Im Folgenden wird auf die Umsetzung der zuvor benannten Anforderungen an den Versuchsaufbau eingegangen. Das Zentrum des Prüfstandes bildet die in Abschnitt 3.2.1 beschriebene Probengeometrie. Sie wird durch eine servohydraulische Prüfmaschine vom Typ MTS 810 während der Untersuchungen fixiert. Die thermische Ausdehnung, die sich während der Temperaturzyklen im Versuch einstellt, wird durch die wegeregeltete Steuerung der Maschine behindert. Mit einer 100 kN Kraftmessdose werden die sich hierdurch ergebenden Kräfte gemessen.

Abbildung 5.1 zeigt den Anbau der wichtigsten Komponenten ohne ihre Anschlussleitungen an der servohydraulischen Prüfmaschine als CAD-Modell sowie den Prüfaufbau für die thermomechanischen Untersuchungen. Die Geometrie der Spannbacken gibt vor, dass die zu erwärmende Oberfläche der Proben (im Folgenden Frontseite genannt) parallel zu den Säulen der MTS ausgerichtet ist. An der Säule auf der Prüfseite der Probe werden ein Pyrometer und eine Kamera montiert, um die Temperatur des erwärmten Bereichs aufzunehmen und die Werkstoffveränderung während der thermischen Belastung zu dokumentieren. Auf der Vorderseite der Prüfmaschine ist das Fernfeldmikroskop positioniert und auf seiner Rückseite der Außenkreis des Induktionssystems. Dieser ist auf einem Lineartrieb fixiert und kann hierdurch genau positioniert werden. Über dem Pyrometer befindet sich die Luftkühlung, deren Luftdüsen auf die Probenmitte gerichtet sind. An späterer Stelle werden die Komponenten und ihre Funktionsweise genauer beschrieben.

5.2 Komponenten des Prüfaufbaus

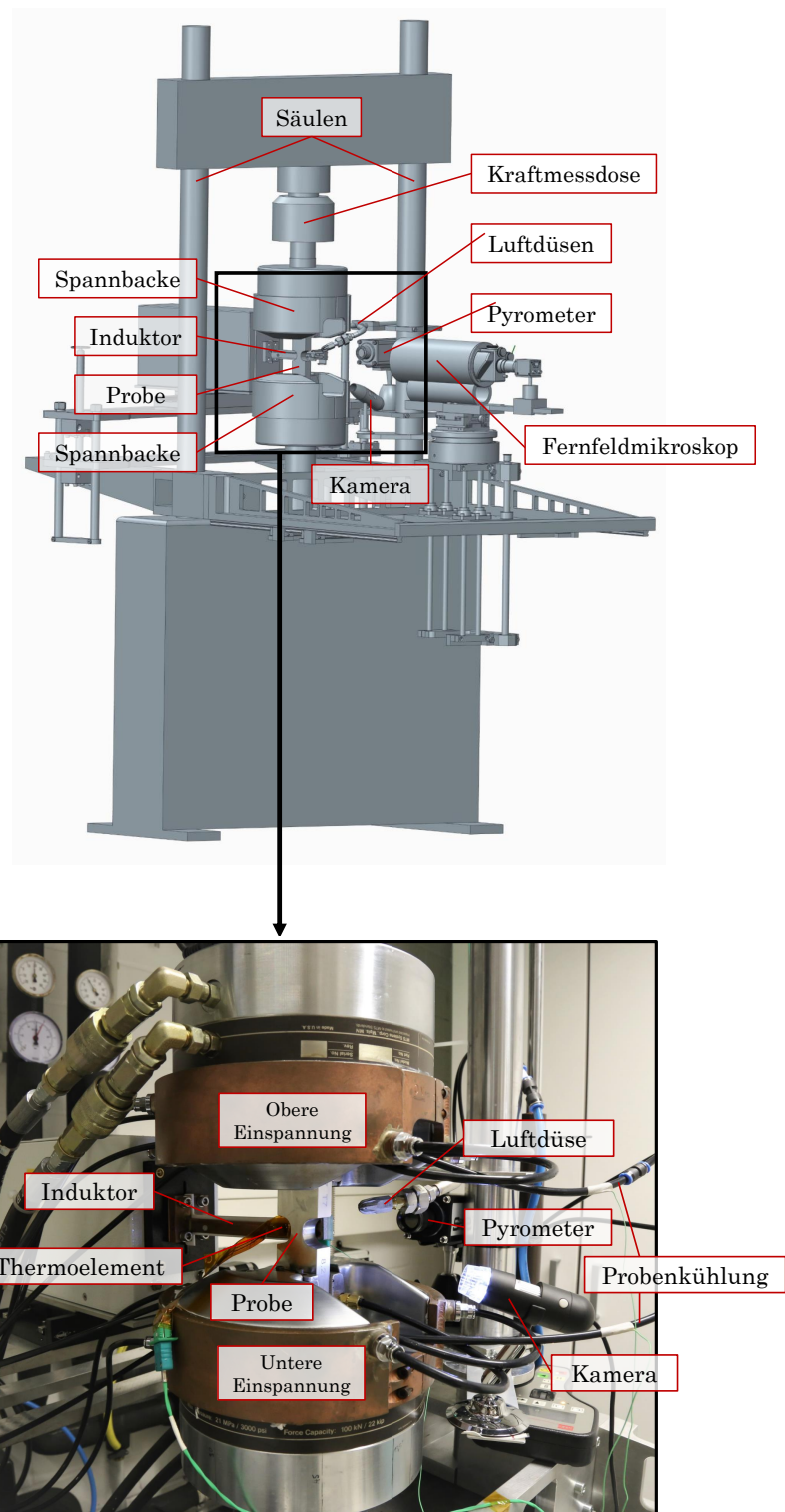


Abbildung 5.1: CAD-Prüfaufbau auf der servohydraulischen Prüfmaschine und Prüfaufbau im Labor während eines Versuchs

Generatöraußenkreis

Die Erwärmung der Probenfrontseite findet, wie in Abschnitt 3.2.2 beschrieben, induktiv statt. Im Prüfaufbau befindet sich der Induktor direkt vor der Probe und ist an einem Transformator montiert. In Abbildung 5.2 sind die beiden Bauteile im Prüfaufbau gekennzeichnet.

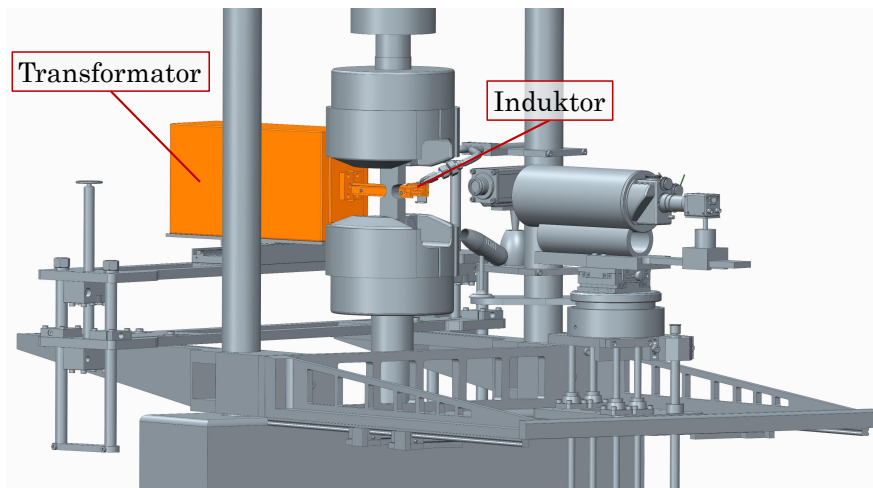


Abbildung 5.2: Prüfaufbau mit gekennzeichnetem Generatöraußenkreis, bestehend aus Transformator und Induktor

Die Spulengeometrie, die sich in Abschnitt 3.2.2 für diesen Versuchsaufbau als geeignet herausgestellt hat, ist mäanderförmig mit einem Querschnitt von $4 \times 2 \text{ mm}^2$ und einer Wandstärke von $0,3 \text{ mm}$. Die Spule entwickelt im Betrieb eine hohe Verlustleistung und erwärmt sich dadurch selbst, sodass sie mit Wasser gekühlt werden muss. Wie in Abbildung 5.3 zu sehen ist, wird der Induktor modular gefertigt. Der aus Kupfer geformte Teil besteht aus der Adapterplatte zur Montage am Transformator und der Spulenleitung, die den mäanderförmigen Spulenkopf herausarbeitet. Aufgrund des Verhältnisses von Länge zu Querschnitt, werden die Windungsstücke, die von der Adapterplatte weg und vom Kopf wieder zur Adapterplatte zurück führen, auf Stützplatten gelötet. Diese sind untereinander abgeschirmt, sodass kein Kurzschluss entstehen kann.

Das alternierende Magnetfeld breitet sich kreisförmig um die Spulenwindungen herum aus. Die Probe ist jedoch nur auf einer Seite der Spule positioniert, wodurch ein großer Teil des Magnetfeldes für sie wirkungslos ist. Durch einen Konzentrator, wie in Abschnitt 2.4 beschrieben ist, kann das Magnetfeld in Richtung Probe konzentriert werden. Dieser ist in Abbildung 5.3 als Komponente aus grauem Material zu erkennen. Die physikalischen Eigenschaften des Materials bewirken die Abschirmung des Magnetfeldes, was für den Einsatz dieser Spule ausgenutzt wird, indem drei Seiten der Spule mit dem Material umschlossen werden und somit eine Konzentration des Feldes in Probenrichtung erfolgt. Das ferritische Material ist passgenau angefertigt und mit der Spule verklebt. Hierbei ist eine hohe Fertigungsgüte zwingend notwendig.

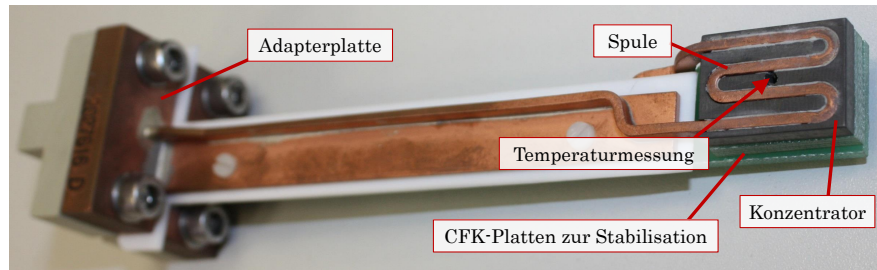


Abbildung 5.3: Einsatzbereiter Induktor vor Montage im Prüfaufbau

Die Spule hat eine plane Frontseite mit geringen Toleranzen, da minimale Abweichungen durch ungenaues Biegen der Induktorschleifen bereits erhebliche Auswirkungen auf das Temperaturfeld in der Probe haben können. Auch das ferritische Material muss an dieser Ebene ausgerichtet werden und darf weder darüber hinaus stehen, noch einen Überstand der Spule ermöglichen. Die Bohrung in der Mitte des Induktors ist dafür vorgesehen, dass das Pyrometer die Temperatur direkt in der Mitte des erhitzten Feldes auf der Probenoberfläche erfassen kann. Dies ist mit einem Thermoelement nur eingeschränkt möglich, da neben den Auswirkungen auf das Temperaturfeld und die Probe auch die Gefahr eines Kontaktes zwischen Thermoelement und Spule besteht, wenn sich die Probe im erwärmten Zustand ausdehnt.

Induktorpositionierung

Nicht nur die Spulenummantelung hat einen Einfluss auf den Aufbau des Temperaturfeldes in der Probe, sondern auch die Position der Spule. Während der Untersuchung soll ein Zyklus gefahren werden, der aus einer Aufheizphase und einer Abkühlphase besteht. Eine exakte Positionierung des Induktors wird durch ein automatisiertes Verfahren des Generatorsaußenkreises während der Untersuchungen realisiert, damit das Temperaturfeld reproduziert und während der Abkühlphase die Druckluftkühlung nach einem Probenwechsel ermöglicht. Dies wird über einen Lineartrieb vom Typ LTM 120-140-MSM von der Firma Owis realisiert. Dieser besitzt einen Positionierfehler von unter $25\ \mu\text{m}$ auf $100\ \text{mm}$ und verfährt den Transformator mit bis zu $10\ \text{mm/s}$. In Abbildung 5.4 ist die Einbauposition des Lineartriebes dargestellt. Für die vertikale Positionierung ist der Lineartrieb auf einem höhenverstellbaren Hinterbau der MTS montiert, durch den die genaue Ausrichtung der Höhe und des Winkels der Spule vor der Probe festgelegt werden kann. Hierdurch werden zusätzlich ein schneller Probenwechsel und eine gute Zugänglichkeit zum Prüfbereich ermöglicht.

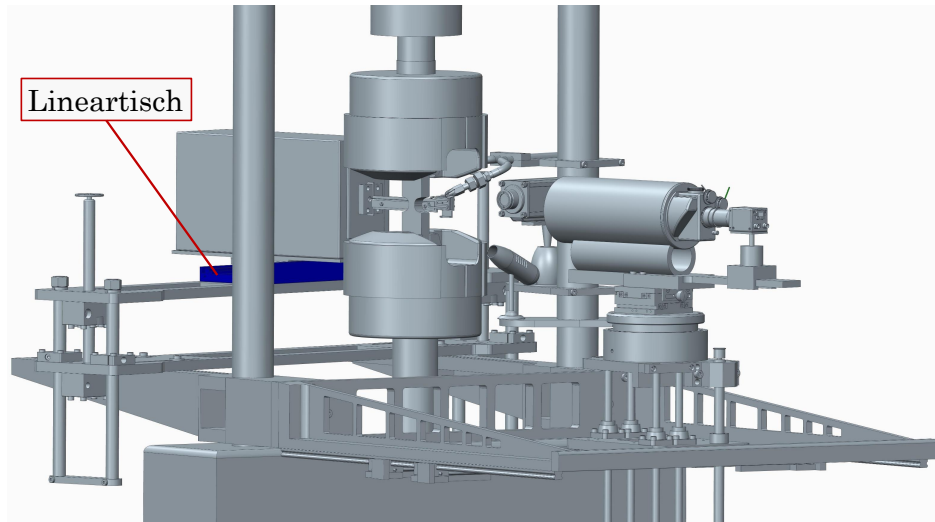


Abbildung 5.4: Prüfaufbau mit gekennzeichnetem Lineartrieb als Teil der höhenverstellbaren Positioniereinheit des Induktors

Berührungslose Temperaturmessung

Die Temperaturmessung erfolgt berührungslos, sodass keine Beeinflussung der Probe und der sich in ihr ausbreitenden Temperaturverteilung stattfindet. Dies schließt den Einsatz von Thermoelementen aus, da zum einen aufgrund des geringen Spaltabstandes Kontaktgefahr mit dem Induktor besteht und zum anderen die Detektion und Dokumentation der Rissinitiierung sowie des Risswachstums behindert werden. Ein Strahlungsthermometer, auch Pyrometer genannt, weist diese Nachteile nicht auf und eignet sich für diesen Anwendungsfall.

Das Messprinzip eines Pyrometers basiert darauf, dass jeder Körper, der wärmer als $0\text{ }^{\circ}\text{C}$ ist, die zuvor aufgenommene Energie in Form von Wärmestrahlung an seine Umgebung abgibt. Ein Schwarzer Körper absorbiert sämtliche auf ihn treffende Strahlung und ist somit ein idealer Körper mit einem Absorptionsgrad von 1. Dies bedeutet nach dem kirchhoffschen Strahlungsgesetz, dass auch sein Emissionsgrad 1 beträgt und von ihm folglich die maximal mögliche thermische Leistung für die entsprechende Temperatur abgegeben wird. Die Strahlungsleistung des Schwarzen Strahlers nach dem Stefan-Boltzmann-Gesetz wird bereits in Gleichung 2.7 beschrieben. Anders sieht diese Abhängigkeit bei nicht Schwarzen Strahlern aus. Sie werden auch Graue-Körper genannt und ihre abgegebene Strahlungsleistung hängt nicht mehr nur von der Stefan-Boltzmann-Konstante, der Fläche und ihrer Temperatur ab, sondern muss zusätzlich um den temperaturabhängigen Emissionsgrad erweitert werden. Dabei wird der Emissionsgrad über alle Wellenlängen gemittelt und nach der Energieverteilung gewichtet. Der Emissionsgrad eines Körpers beschreibt die Strahlungsmenge eines Körpers im Vergleich zum idealen Wärmestrahler

5.2 Komponenten des Prüfaufbaus

und ist material- und oberflächenabhängig. Das Verhältnis von absorbiertes zu einfallender Strahlung variiert zwischen 0,012 und 0,98. Je nach Wellenlänge schwankt der Emissionsgrad für Aluminium und Aluminiumlegierungen um einen Wert von 0,3 [84, 85, 86].

Die Strahlung eines Körpers kann für einen schmalen Wellenlängenbereich des sichtbaren Spektrums mithilfe eines pyrometrischen Verfahrens gemessen werden. Der aufgenommene Wellenlängenbereich liegt zwischen $3\ \mu\text{m}$ und $50\ \mu\text{m}$ und wird mittlere Infrarotstrahlung genannt [87].

Der schematische Aufbau eines Pyrometers ist in Abbildung 5.5 dargestellt. Die Strahlung einer ebenen Fläche, dem Messobjekt, wird durch eine Linse auf dem Detektor gebündelt. Zwischen den beiden Komponenten können diverse Blenden und Filter verbaut sein, um Randstrahlen auszublenden und die Strahlung einem bestimmten Spektralbereich zuzuordnen. Die den Filter passierende Strahlung trifft auf den Detektor, wo sie in ein elektrisches Signal umgewandelt wird. In der Auswerteeinheit wird dieses Signal linearisiert und kann als Regelgröße genutzt werden [88, 89].

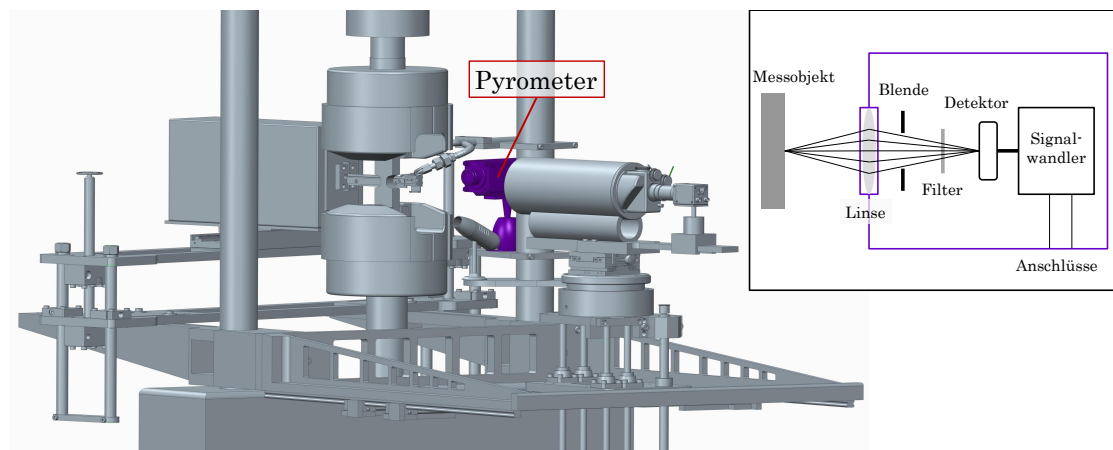


Abbildung 5.5: Prüfaufbau mit gekennzeichnetem Pyrometer sowie dem schematischen Aufbau eines Pyrometers

Für den Prüfaufbau wird das Pyrometer Typ Metis MP25 der Firma Sensortherm mit einem Einsatzbereich von $75\ ^\circ\text{C}$ bis $550\ ^\circ\text{C}$ verwendet. Der Detektor besteht aus Bleisulfid (PbS), das für Messungen über $50\ ^\circ\text{C}$ angewendet wird. Des Weiteren beträgt die Schwerpunktwellenlänge des Pyrometers $2,5\ \mu\text{m}$ und die minimale Einstellzeit beträgt $0,33\ \text{ms}$. Innerhalb dieser Zeit stehen $90\ \%$ des Messwertes für die Regelung zur Verfügung [90].

Zur Einstellung des Fokuspunktes wird ein integriertes Pilotlicht verwendet, das durch die Bohrung in der Mitte des Induktors strahlen kann, siehe Abbildung 5.3. Hierbei ist die spitz zulaufende Strahlenform zu beachten, deren Fokuspunkt einen Durchmesser von $1,5\ \text{mm}$ hat. Die Öffnung in der Spulenmitte hat, bedingt durch den Windungsabstand,

einen Durchmesser von 2 mm. Der Fokuspunkt wird in die Spulenmitte gelegt, um zu keinem Zeitpunkt neben der Temperatur der Probenoberfläche eine Messungenauigkeit durch die zusätzliche Messung der Temperatur auf der Spulenseite zu erhalten.

Externe Probenkühlung

In der Abkühlphase des Temperaturzyklus wird der Induktor mittels Lineartriebverfahren, sodass Luft auf der Frontseite frei zirkulieren kann. Um einen hohen Temperaturgradienten auch beim Abkühlen der Probe und folglich eine rasche Abkühlung der Frontseite zu erzielen, unterstützen zwei Luftdüsen mit regelbarem Volumenstrom die symmetrische Bestromung der Oberfläche von beiden Seiten. Diese Oberflächenbestromung ist vergleichbar zum Gaswechsel im motorischen Betrieb. Die Düsen sind variabel positionierbar, sodass sie auf bestimmte Bereiche der Probe ausgerichtet werden können. Abbildung 5.6 zeigt die Position der Luftkühlung im Prüfaufbau. Bei Erreichen der Minimaltemperatur fährt der Induktor wieder auf seine Heizposition an die Probe heran und die Luftkühlung setzt aus.

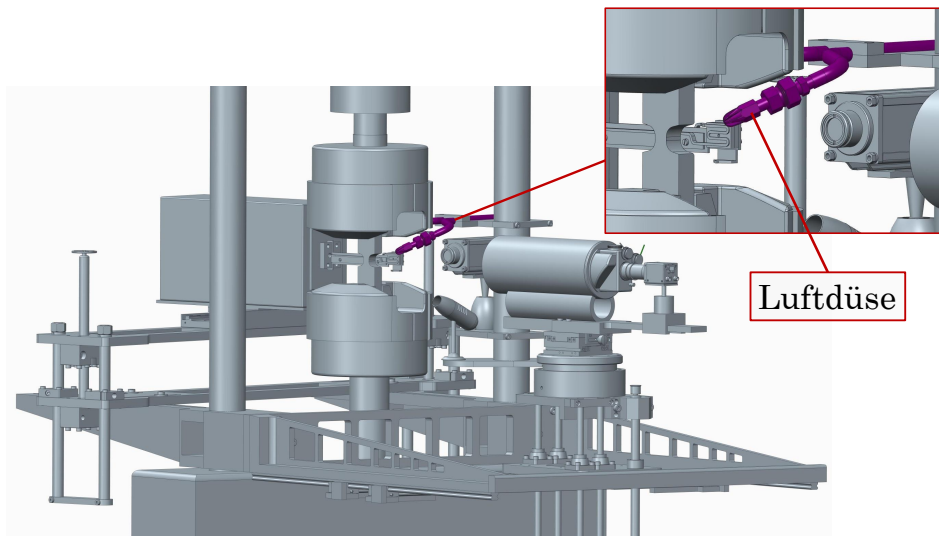


Abbildung 5.6: Prüfaufbau mit gekennzeichnete Luftkühlung

Kamerasysteme

Damit die Rissinitiierung detektiert und der Rissfortschritt verfolgt werden kann, kommen zwei Kamerasysteme zum Einsatz, die unterschiedliche Funktionen erfüllen. Das Minimikroskop in Abbildung 5.7 betrachtet die Probenfrontseite und nimmt ab dem Beginn des Versuches in jedem Zyklus während der Abkühlphase ein Bild auf. Zu diesem Zeitpunkt befindet sich der Induktor nicht vor der Probe und die Kamera hat freie Sicht auf die Frontseite. Weiterhin stellen sich zu diesem Zeitpunkt Zugspannungen in dem

beobachteten Bereich der Probe ein, sodass ein betrachteter Riss geöffnet ist. Hierfür wird ein Minimikroskop mit einem einstellbaren Vergrößerungsbereich von 20 bis 200 verwendet.

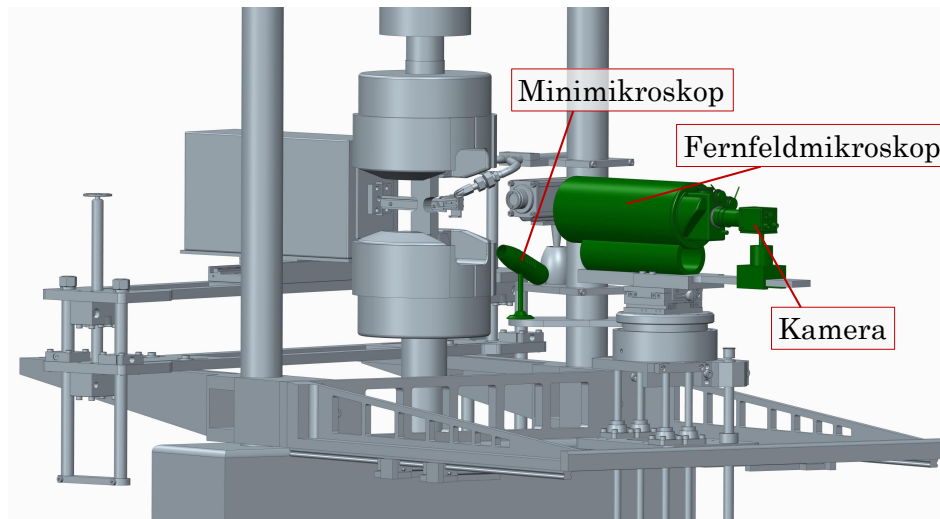


Abbildung 5.7: Prüfaufbau mit gekennzeichneten Kameras

Ist der Riss über die Fase hinaus in die Tiefe gewachsen, kann der Rissverlauf auf der Seitenfläche der Probe mit einem Kamera-Fernfeldmikroskop-System der Firma GOM verfolgt werden. Die Kombination aus Minimikroskop und Fernfeldmikroskop ermöglicht die Detektion der Rissinitiierung. Für die Messung fortlaufender Rissausbreitung und die Bestimmung der tatsächlichen Risstiefe auf den Bildaufnahmen ist die Vermessung der Risslänge notwendig. Mehrere Möglichkeiten, wie in Abbildung 5.8 b dargestellt, können hier eingesetzt werden. Die Probe kann beispielsweise mit einem gesprühten, schwarz-weißen Muster versehen werden, dessen Verschiebungen untereinander Aufschluss über die Rissentwicklung geben. Weiterhin ist eine Probe mit gelasertem Strichmuster in einem definierten Abstand als Maßstab abgebildet. Auch hier ist die Risslänge direkt in der Aufnahme erkennbar. Um jedoch bildstörende Oberflächeneinflüsse zu umgehen, bietet das Transmissionselektronenmikroskopie-Netzchen als Referenzmaßstab eine Alternative zur Rissvermessung und wird in den folgenden Untersuchungen eingesetzt, siehe Abbildung 5.8. Das Netzchen wird auf den hinteren Bereich der Probe aufgebracht, zu Beginn eines Versuches aufgenommen und kann in der späteren Auswertung als Referenzmaßstab dienen, ohne die Bildaufnahmen störend zu beeinflussen. Die Messgenauigkeit der Vermessungsmöglichkeiten ist in weiteren Untersuchungen zu bewerten.

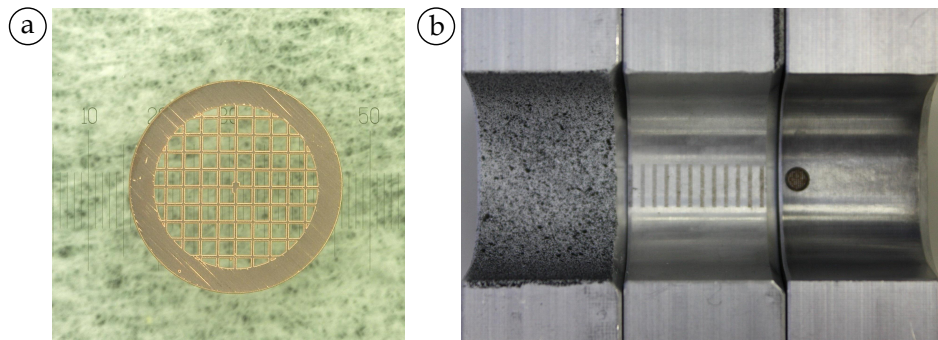


Abbildung 5.8: Maßstab für die Risslängenbestimmung

(a) Netz mit Maßstab

(b) Probenseite mit gesprühtem Muster (links), Probenseite mit gelasertem Raster (Mitte) und aufgeklebtes Netz im hinteren Bereich der Probenseite (rechts)

5.2.2 Signifikante Einflussfaktoren

Die zuvor beschriebenen Prüfstandkomponenten üben unterschiedliche Einflüsse auf das transiente Temperaturfeld der Probe aus. Diese Einflussfaktoren werden im Folgenden näher betrachtet.

Induktor- und Konzentratorgeometrie

Durch den Einsatz verschiedener Spulen hat sich herausgestellt, dass die Aufheizrate auf der Probenfrontseite mit zunehmendem Abstand zwischen Spulen- und Ferrotronoberfläche sinkt. Das Vermessen von drei Spulen ergibt die in Abbildung 5.9 aufgezeigten Zustände. Die unteren Bilder zeigen die gefertigten Spulen. In den mittleren Abbildungen sind die davon abgeleiteten CAD-Modelle der unterschiedlichen Ausführungen zu sehen.

Untersuchungen zeigen, dass der Abstand zwischen Spulen- und Konzentratoroberfläche einen signifikanten Einfluss auf das Aufheizverhalten der Probe ausübt. In der Mitte des Induktors ermöglicht eine Bohrung die Temperaturmessung auf der Probenoberfläche in der Mitte des erhitzten Bereichs. Der hier gemessene thermische Verlauf wird beispielhaft für drei Oberflächenabstände berechnet und die Temperaturkurven in Abbildung 5.9 dargestellt. Hierbei stellt sich deutlich heraus, dass sich unter gleichen Randbedingungen ein großer Einfluss auf den Temperatur-Zeit-Verlauf ergibt, sobald der Induktor geringfügig ungenau gefertigt ist. In den Versuchen stellt sich weiterhin heraus, dass der Abstand zwischen der Spulen- und der Konzentratoroberfläche ebenfalls einen erheblichen Einfluss auf die Selbsterwärmung der Spule haben. So verursacht beispielsweise der Betrieb unter den in der Abbildung dargestellten Parametern für den Oberflächenabstand von 1,25 mm eine so starke Erwärmung, dass die kritische Bauteiltemperatur des Konzentrators bereits nach wenigen Sekunden erreicht ist. Die Abbildung eines Temperaturverlaufes, wie in Abbildung 5.9 wäre im Versuch nicht möglich.

5.2 Komponenten des Prüfaufbaus

Wird der Abstand zwischen den Oberflächen von Spule und ferritischem Material von 0,25 mm auf 0,5 mm erhöht, kann bei gleichen Randbedingungen nach 5 s nur eine 60 °C geringere Temperatur erreicht werden. Wesentlich größer ist dieser Einfluss, wenn der Abstand um 1 mm auf 1,25 mm vergrößert wird. Hier beträgt die Temperaturdifferenz bei gleichen Randbedingungen bereits 153 °C. Die Ursache hierfür ist, dass das Magnetfeld breiter wirken kann, wenn die Oberflächen nicht plan miteinander abschließen. Folglich liegen Bereiche der seitlichen Spulenkanten frei, sodass die Konzentration und damit auch die lokal verstärkte Wirkung des Magnetfeldes nachlässt.

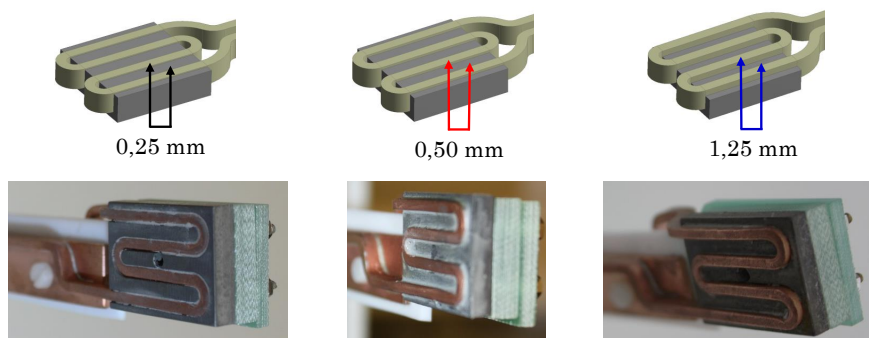
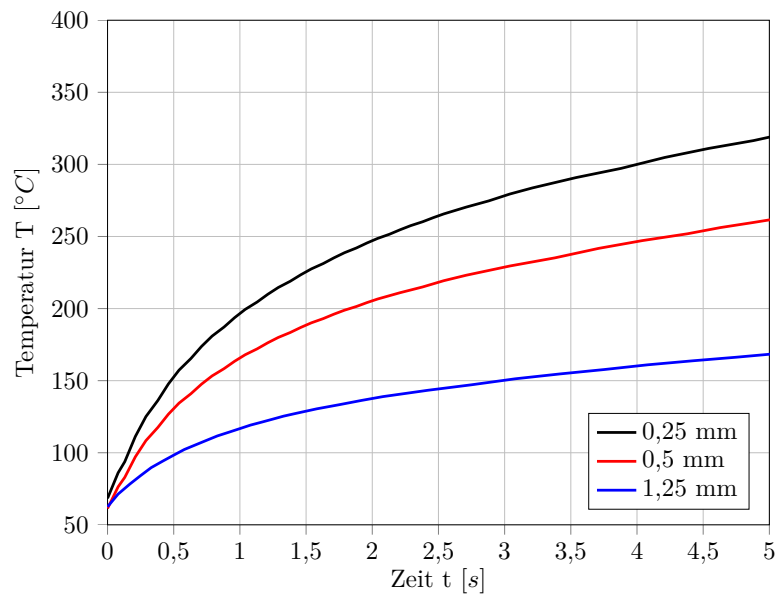


Abbildung 5.9: Unterschiedlich genau gefertigte Induktoren und der berechnete Einfluss des Überstandes der Spule über dem Konzentrator auf die Temperaturentwicklung im Referenzmesspunkt auf der Probenfrontseite über der Zeit

Induktorposition

Um die Probe effektiv induktiv zu erwärmen, wird die Spule mit einem geringem Abstand von der Probe positioniert. Unter Anwendung der in Abschnitt 3.1 vorgestellten Simulationsprozesskette hat sich hier ein Abstand von 0,6 mm als optimal herausgestellt. Ein größerer Abstand ist für die Kühlphase vorteilhaft, da hierdurch die Luftzirkulation vor der Probe ermöglicht wird. Allerdings erfolgt hierdurch eine Verschlechterung des Wirkungsgrades der Verlustleistung für die Spule und die Probe. Als Folge daraus fällt die Aufheizrate der Probe und die erreichbaren Maximaltemperaturen sinken stark. Gleichzeitig findet eine verstärkte Erwärmung der Spule statt, die je nach Abstand und Stromstärke bereits nach kurzer Zeit über den thermischen Einsatzbereich des Ferrotrons steigen kann. Um das Material durch diesen Effekt nicht zu schädigen, wird die Temperatur des Induktors überwacht. Hierbei darf die Grenztemperatur von 230 °C nicht überschritten werden.

In Abbildung 5.10 ist der Einfluss des Spulenabstandes gezeigt. Hierbei wird die Spule von einer Ausgangsdistanz von 0,5 mm in 0,1 mm-Schritten von der Probe entfernt und die Aufheizphase gezeigt. Die Untersuchungen werden alle mit einem konstanten Spulenstrom von 440 A und einer Aufheizdauer von 14 s durchgeführt. Der Temperaturanstieg verläuft zunächst positionsunabhängig sehr zügig, nach 0,4 s beginnt die Temperaturkurve des größten Abstandes aufgrund des geringsten Energieeintrages abzufallen und kurz darauf verringert sich auch die Steigung der übrigen Temperaturkurven. Die 200 °C-Schwelle ist für einen Spulenabstand von 0,5 mm bereits nach 2,5 s erreicht, wohingegen dieser Wert für die Abstände 0,6 mm nach 3,4 s, 0,7 mm nach 4,6 s, 0,8 mm nach 6,7 s und 0,9 mm nach 9,8 s erreicht ist. Demzufolge hat der genaue Spulenabstand für den Versuch eine zentrale Bedeutung. Weiterhin wird ein Abstand von 0,6 mm für die folgenden Untersuchungen als Referenz festgelegt.

Die Temperaturkurven in Abbildung 5.10 zeigen auf, dass eine geringe Varianz des Abstandes zwischen der Spule und der Probenfrontseite einen erheblichen Einfluss auf die Temperaturentwicklung in der Probe hat. Wenn die präzise und reproduzierbare Einrichtung des Prüfaufbaus nach einem Probenwechsel nicht gegeben ist, führt dies zu Messungenauigkeiten und stark streuenden Messergebnissen. Um den Abstand reproduzierbar einstellen zu können, wird eine Positionierungshilfe entwickelt. In Abbildung 5.11 ist die Positionierungshilfe im Versuchsaufbau gekennzeichnet sowie in der Detailansicht dargestellt. Sie wird an der Rückseite des Induktors montiert und wirkt wie ein mechanischer Anschlag für den Lineartrieb. Hierüber hinaus kann zu Beginn der Erprobung ein exakter Abstand eingestellt werden.

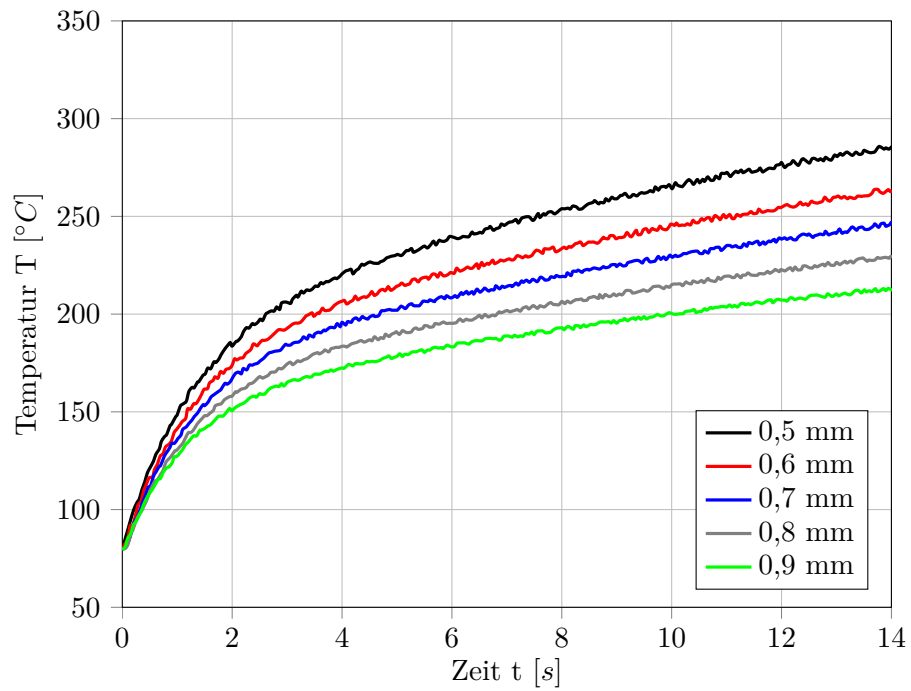


Abbildung 5.10: Temperaturverläufe gemessen auf der Probenfrontseite bei einem konstantem Spulenstrom von 400 A und variierenden Abständen zwischen dem Induktor und der Probe

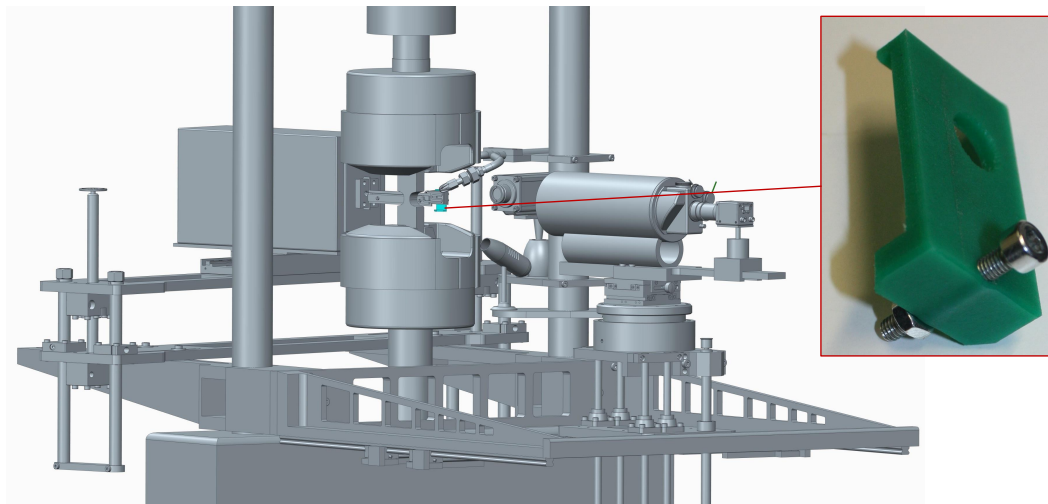


Abbildung 5.11: Aufsatz zum Positionieren der Spule vor der Probe

Emissionsgrad

Der Emissionsgrad des Prüfkörpers ist unbekannt und wird durch die Einstellung des Pyrometers ermittelt. Hierzu wird ein Thermoelement als Referenz auf die Probenfrontseite aufgebracht und im Folgenden mit T0 bezeichnet. Da die Spule mäanderförmig ist und sich das Temperaturfeld quer zur Probenrichtung symmetrisch ausbreitet, werden das Thermoelement und der Fokuspunkt des Pyrometers auf der gleichen Höhe und im gleichen Abstand von der Probenmitte positioniert, sodass hier vergleichbare Temperaturen gemessen werden. Die Emissionsgrade werden am Pyrometer inkrementell von 0,1 bis 0,3 gesteigert und die Temperatur mit dem Thermoelement verglichen. In Abbildung 5.12 sind beispielhaft die Emissionsgrade 0,14 und 0,16 für die Messung auf der blanken AlSi10Mg(Cu)-Oberfläche gezeigt. Bei der Gegenüberstellung wird ersichtlich, dass ein Emissionswert von 0,16 die geringste Abweichung aufweist. Jedoch bei niedrigen Temperaturen unter 100 °C Messdifferenzen auftreten, sodass dieses Phänomen zu einer fehlerhaften Regelung führt. Aus diesem Grund wird die Prüfkörperoberfläche beschichtet.

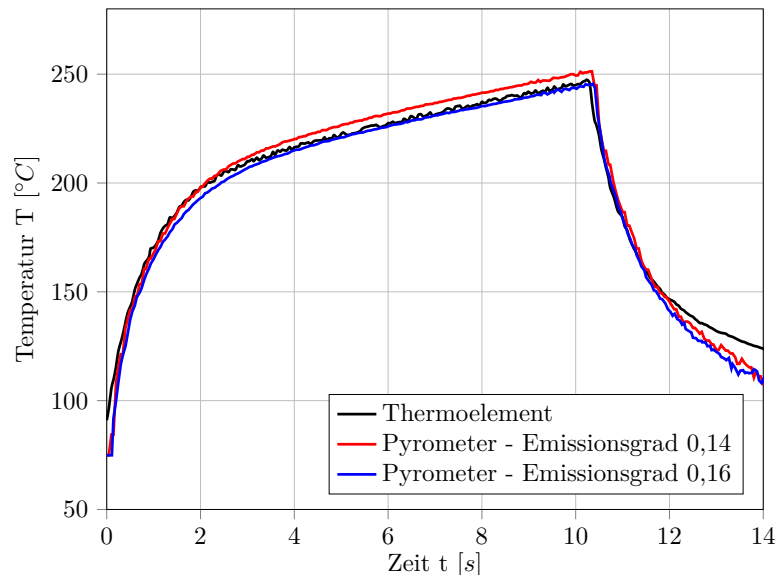


Abbildung 5.12: Temperaturverläufe gemessen mittels Pyrometer und Thermoelement für unterschiedliche Emissionsgrade auf einer unbeschichteten Probe

Gemäß der Herstellerangaben ist der Einsatz eines Pyrometers nur für Emissionswerte über 0,3 empfohlen, um eine hinreichende Messgenauigkeit zu erhalten. In Abbildung 5.13 sind mögliche Oberflächenbehandlungen und Beschichtungsarten benannt, die einen Einfluss auf das Emissionsvermögen des Aluminiumwerkstoffes haben. Eine einfache und wirkungsvolle Methode ist die Beschichtung der Probenoberfläche im Messbereich. Hierzu werden die aufgenommenen Temperaturkurven von mit Lack beschichteten Proben unterschiedlicher Farbe und Rauigkeit verglichen. Für die Beschichtung der Probe mit

5.2 Komponenten des Prüfaufbaus

mattem schwarzen Lack stellt sich die beste Übereinstimmung der mittels Pyrometer und Thermoelement gemessenen Temperaturen ein, vgl. Abbildung 5.14. Der optimale Emissionswert beträgt hierbei 0,74.

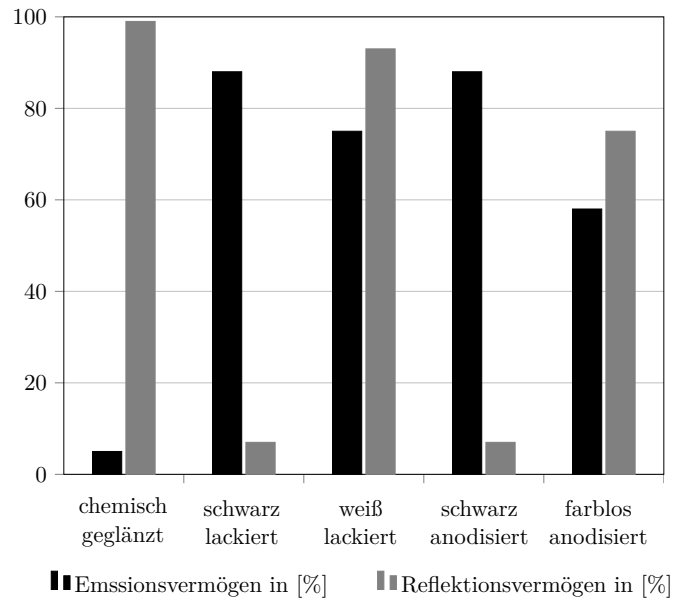


Abbildung 5.13: Einfluss unterschiedlicher Oberflächenbehandlungen und Beschichtungen auf die Strahlungseigenschaften von Aluminium [10]

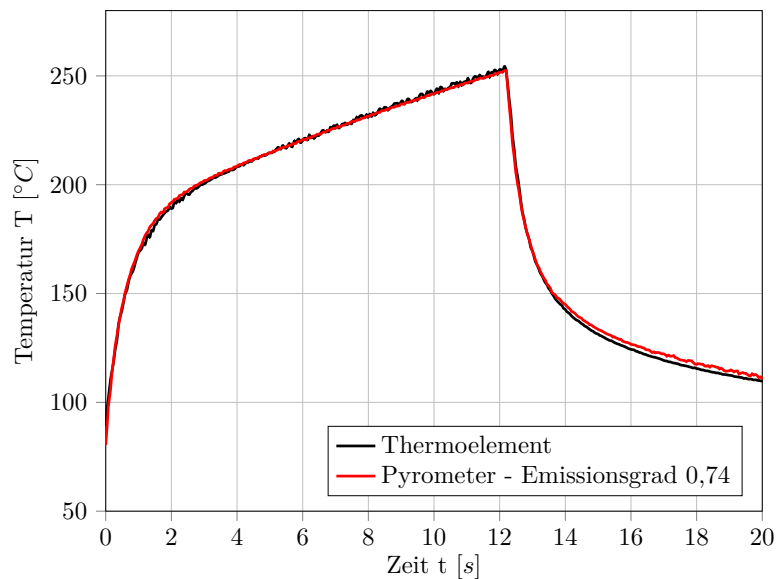


Abbildung 5.14: Temperaturverläufe gemessen mittels Pyrometer und Thermoelement für eine schwarz lackierte Probenoberfläche

Spulenstrom

Nach Abschnitt 2.4.1 ist die lokale Proben­temperatur maßgeblich von dem Spulenstrom abhängig. In Abbildung 5.15 sind die Temperaturverläufe abgebildet, die sich bei unterschiedlich starken Spulenströmen einstellen. Hier ist erkennbar, dass die Aufheizrate mit steigendem Spulenstrom anwächst und sich höhere Maximaltemperaturen bei gleicher Heizzeit einstellen. Somit kann abgeleitet werden, dass die Variation des Spulenstroms während der einzelnen Phasen des Versuchszyklus das Nachfahren einer beliebigen Temperatur-Zeit-Folge ermöglicht. Zum Erreichen einer maximalen Temperatur von 240 °C innerhalb von 10 s, muss der Spulenstrom mindestens 400 A betragen. Um diese Temperatur zu halten, genügt hingegen eine geringere Stromstärke, bei der kein weiterer Temperaturanstieg stattfindet.

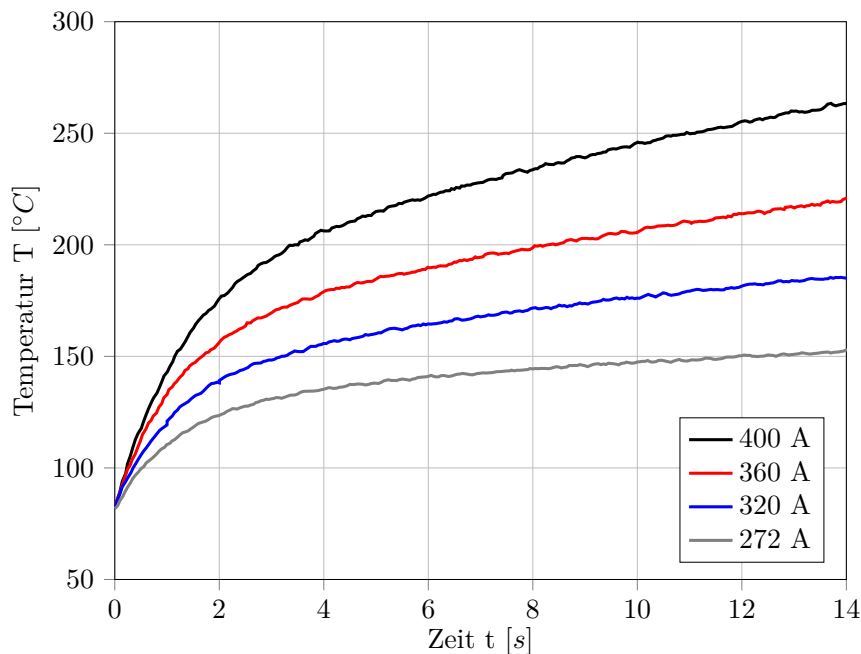


Abbildung 5.15: Vergleich der Temperaturverläufe in T0 auf der Probenfrontseite für vier unterschiedliche Spulenstromstärken

Interne Probenkühlung

Während der Spulenstrom direkten und unmittelbaren Einfluss auf die Temperatur der erwärmten Probenoberfläche ausübt, beeinflusst die Wasserkühlung der Probe das Temperaturfeld und seine Gradienten. Die Kühlung wirkt mit leichter Verzögerung zur Änderung der Wassertemperatur, weshalb diese über die gesamte Versuchsreihe konstant bleibt. Sie ist über ein Temperiergerät von Raumtemperatur bis 100 °C einstellbar. Abbildung 5.16 zeigt, wie sich das Durchströmen der Proben mit temperiertem Wasser gegenüber einer ungekühlten Probe auf die Temperatur in der Mitte der erwärmten Frontseite auswirkt.

Die Versuche beginnen bei einem stabilen, stationären Zustand, bei dem die Probe durch die jeweils eingestellte Kühlwassertemperatur temperiert ist. Eine Kühltemperatur von 40 °C setzt die Aufheizrate herab und erzeugt eine geringe Maximaltemperatur aufgrund des hohen Wärmeübergangs. Die Temperierung auf 80 °C bewirkt zunächst einen vergleichbaren Temperaturanstieg, wie im ungekühlten Zustand. Wenn im Messpunkt jedoch 200 °C erreicht werden, nimmt die Steigung der gekühlten Kurve schneller ab als im ungekühlten Zustand. Weiterhin ist zu beobachten, dass sich unter Einsatz einer Probenkühlung ein maximales Temperaturniveau einstellt, wohingegen die Erwärmung ohne Probenkühlung immer weiter steigt.

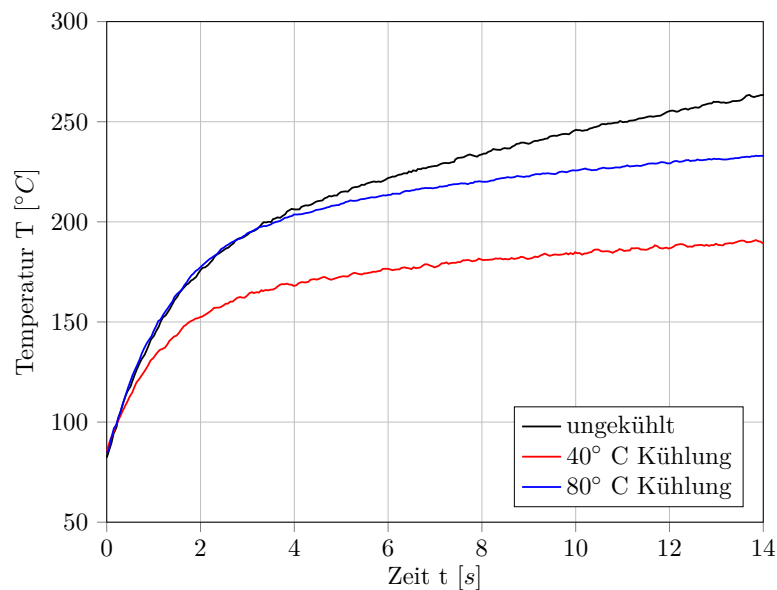


Abbildung 5.16: Vergleich der Temperaturverläufe auf der Probenfrontseite in Messstelle T0 ohne Probenkühlung sowie mit 40 °C und 80 °C Kühlwassertemperatur bei einem Spulenstrom von 400 A

5.3 Validierung des transienten Temperaturfeldes

5.3.1 Vergleich zwischen Messung und Berechnung

Für die Vergleichbarkeit mit Bauteilversuchen ist nicht nur die Temperatur auf der Probenfrontseite relevant, sondern das sich einstellende Temperaturfeld über dem gesamten Probenquerschnitt. Um von der Frontseitentemperatur auf das sich in der Probe entwickelnde Temperaturfeld schließen zu können, wird eine Probe mit sechs Thermoelementen bestückt, die in einer Ebene 3 mm hinter der vorderen Probenoberfläche positioniert sind. In Abbildung 5.17 a sind die sechs Thermoelementpositionen dargestellt. Die Thermoelemente T2 und T5 liegen rechts und links der Probenmitte direkt hinter den Messpunkten vom Thermoelement T0 und vom Pyrometer. Die Thermoelemente T1

und T4 sind jeweils oberhalb und die Thermoelemente T3 und T6 unterhalb positioniert, sodass nicht nur die Temperatur in die Tiefe, sondern auch in Probenlängsrichtung bestimmt werden kann. Hierfür werden Mantelthermoelemente vom Typ K mit der Materialkombination Ni-CrNi eingesetzt, die mittels aushärtbarer Wärmeleitpaste in der Probe fixiert werden. Die Positionierung der Thermoelemente in der Probe wird mithilfe einer CT-Aufnahme überprüft, siehe Abbildung 5.17 b.

In Abbildung 5.17 b ist eine leichte Abweichung der Positionen voneinander erkennbar, sodass sich ein Einfluss auf die gemessenen Temperaturverläufe in Abbildung 5.17 c widerspiegelt. Die Thermoelemente T5 und T6 werden geringer erwärmt als die übrigen Thermoelemente T1 bis T4. Dies ist darauf zurückzuführen, dass an der Messspitze der Kontakt zwischen dem Thermoelement und dem Probenmaterial unvollständig ist. Dennoch kann anhand der Messdaten ein Vergleich zwischen den beiden Thermoelementen oberhalb der Mitte und den beiden Thermoelementen unterhalb der Mitte erfolgen. Hierbei stellt sich ein möglicher Fehler in der senkrechten Ausrichtung des Induktors heraus. Die Untersuchungen der Einflussanalyse haben gezeigt, dass die Schrägstellung der Spule vor der Probe um 2° bereits eine Temperaturdifferenz von durchschnittlich 5°C bewirkt. Um ein verlässliches und symmetrisches Temperaturfeld zu erlangen, ist die exakte Ausrichtung des Induktors kontinuierlich zu prüfen.

Im Folgenden werden die gemessenen Temperaturen mit dem berechneten Temperaturfeld unter gleichen Randbedingungen verglichen. Zu diesen zählen der Abstand zwischen dem Induktor und der Probe, der konstante Spulenstrom, die Ausgangstemperatur der Probe sowie die Probenkühlung während der Untersuchungen, die Konzentratorausführung und die Messstellenpositionen. Die Differenz zwischen der der Probe zugewandten Spulenoberfläche und der Oberfläche des die Spule umgebenden Konzentrators ist in dem Berechnungsmodell konstant und stellt eine Mittelung der realen Überdeckung dar, die sich aus der Vermessung der Spule ergibt. Die in Abbildung 5.18 rot dargestellten Temperaturkurven zeigen die Werte einer Messung für die Messstelle auf der Probenfrontseite T0 und das Thermoelement in 3 mm Tiefe T2. In blau zeichnen sich die berechneten Temperaturkurven an den gleichen Stellen ab. Die Höhendifferenz des Induktors hat, wie in Abbildung 5.9 dargestellt ist, einen signifikanten Einfluss auf die Entwicklung des Temperaturverlaufes, jedoch ist sie bei hinreichend genauer Induktorfertigung vernachlässigbar gering.

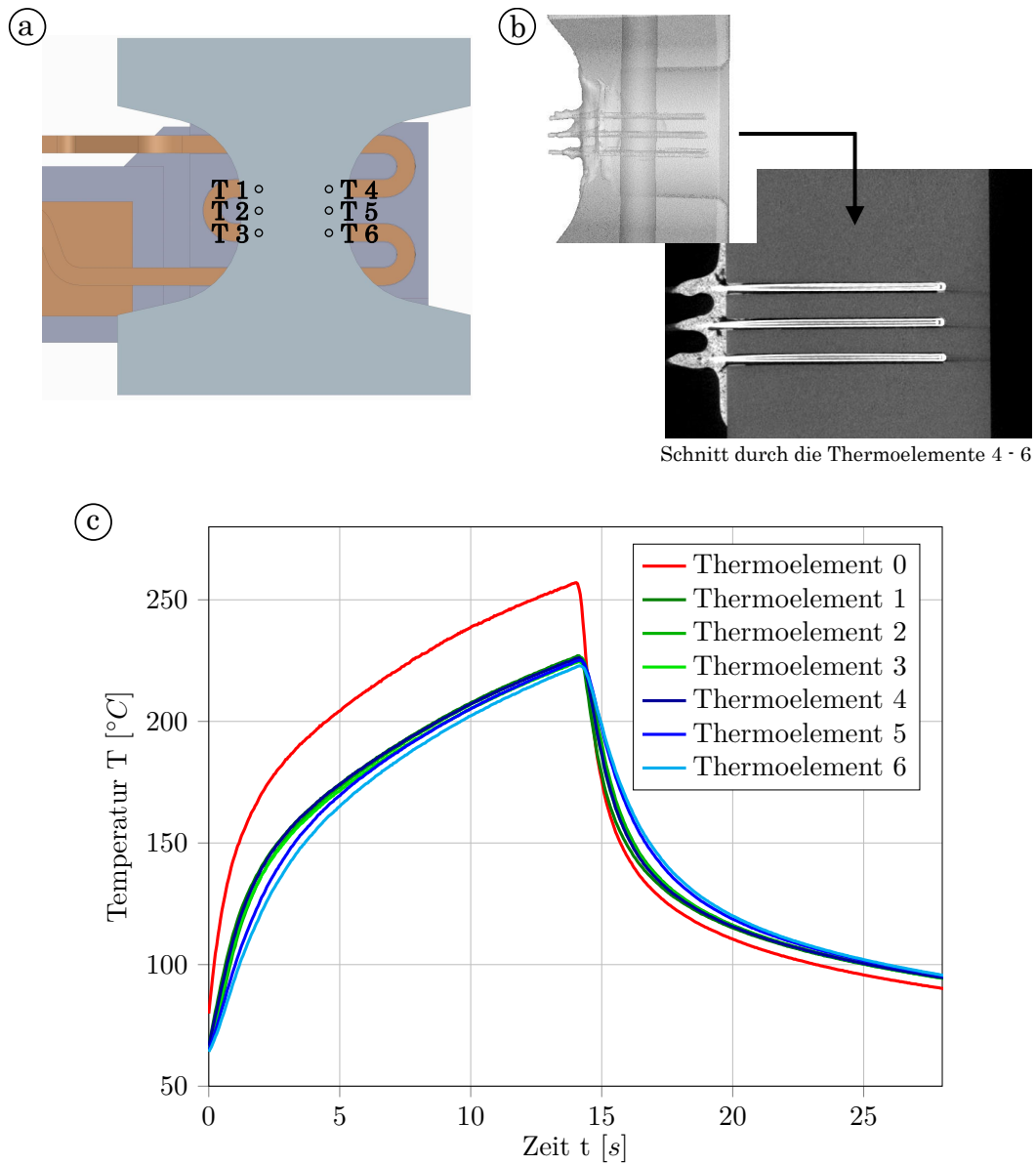


Abbildung 5.17: Position der sechs Messstellen 3 mm hinter der Probenfrontseite
 (a) Lage der sechs Thermoelemente in einer Ebene 3 mm hinter der erwärmten Frontseite von der Probenrückseite aus gesehen
 (b) CT-Aufnahme der Thermoelementpositionen in der Probe von der Seite und im Schnitt durch die Ebene der Thermoelemente 4-6
 (c) Temperaturverläufe der sechs Thermoelemente in 3 mm Tiefe sowie auf der Probenfrontseite

Bei dem Vergleich der berechneten und der gemessenen Temperaturverläufe in Abbildung 5.18 wird deutlich, dass beide berechneten Heizkurven zunächst steiler ansteigen als die der Messung. Dies ist auf die Trägheit des Induktionssystems zurückzuführen,

welches je nach Parametersatz durchschnittlich $0,5\text{ s} \pm 0,15\text{ s}$ benötigt, um die vorgegebene konstante Stromstärke zu erreichen. Dagegen verwendet das Modell für den Zyklus nach dem Binär-Prinzip nur zwei Stromstärkeeinstellungen, die Zielstromstärke während der Heizphase und den ausgeschalteten Induktor während der Kühlphase. Aus diesem Grund werden die Temperaturkurven ab einer Heizzeit von $2,5\text{ s}$ ausgewertet. Hierbei ergibt sich im Temperaturvergleich auf der Probenoberfläche eine durchschnittliche Abweichung zwischen der Simulation und der Messung von $1,3\text{ °C}$ mit einer maximalen Differenz von $3,9\text{ °C}$. Dies entspricht einer Abweichung von $1,9\%$. Im Probeninneren beträgt die Abweichung im Durchschnitt $7,2\text{ °C}$ mit einem Spitzenwert von $11,5\text{ °C}$ und dementsprechend einer prozentualen Abweichung maximal $5,0\%$. Die Größenordnung der Abweichung zwischen der Messung und der Berechnung von T2 kann auf die Thermoelemente T1 sowie T3 bis T6 übertragen werden. Diese Werte stellen eine gute Übereinstimmung von Messung und Simulation dar.

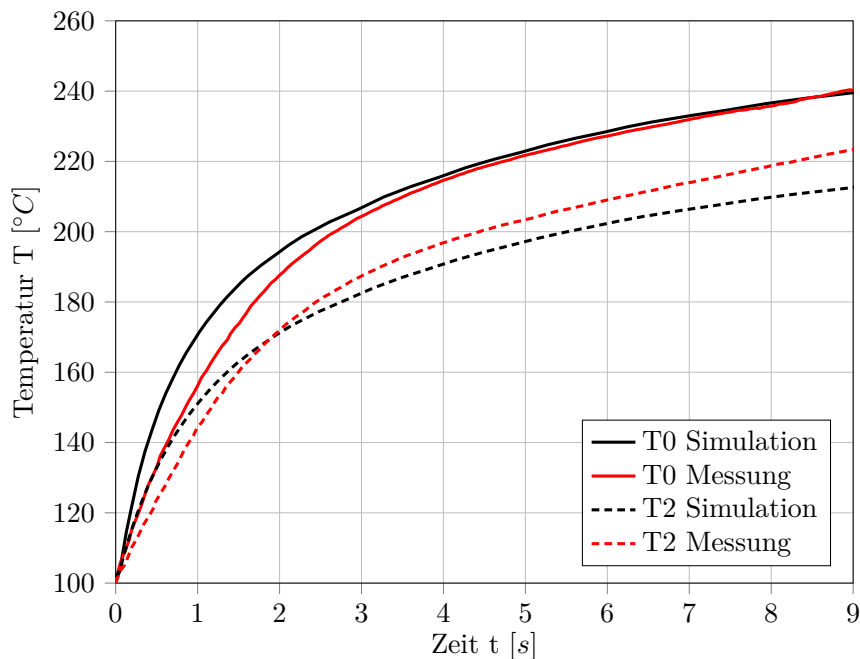


Abbildung 5.18: Vergleich eines gemessenen Temperaturverlaufes mit der Simulation für die Messstellen T0 und T2 bei einer konstanten Stromstärke von 400 A

5.3.2 Trendanalyse

Die berechneten Ergebnisse unter Einsatz der Simulationsprozesskette werden ebenfalls genutzt, um eine Trendanalyse durchzuführen. Hierbei ergibt sich ein Trend hin zu den größten Einflussfaktoren auf das Prüfergebnis. Die Wahl der Designvariablen ist dabei auf den Versuch abgestimmt, sodass die während der Untersuchungen maximal möglichen

Werte der Parameter Konzentratorhöhe, Spulenabstand und Spulenstromstärke in realistischen Grenzen variiert werden, während die übrigen Einstellungen gleich bleiben, ebenso wie in den zuvor beschriebenen Versuchen, vgl. Abbildungen 5.9, 5.10 und 5.15. So kann verglichen werden, wie das Modell auf die jeweilige Parameteränderung reagiert.

Mit den Berechnungsergebnissen wird anhand der Monte-Carlo-Methode eine Robustheitsanalyse durchgeführt, deren Ziel die Größe der Parametereinflüsse in Bezug auf die maximal erreichbaren Temperaturen ist. Diese Untersuchung soll ebenfalls als Vergleich zu den gemessenen Einflussparametern fungieren, unter denen die Konzentratorhöhe den größten Einfluss hervorruft. In der MATLAB-Analyse werden Stützstellen vorgegeben, die sich aus jeweils einer Berechnung mit Variation des betrachteten Parameters ergeben. Die Parameter Spulenabstand und Spulenstromstärke haben jeweils drei Stützstellen. Aufgrund des sich in der Berechnung ergebenden hohen Einflusses des Parameters Konzentratorhöhe besitzt dieser fünf Stützstellen. Für jeden Parameter werden 10^6 Stichproben berechnet.

Das Ergebnis dieser Untersuchungen ist auf der einen Seite, dass die Temperaturkurven unter Änderung der entsprechenden Parameter das gleiche Abweichungsverhalten von der Ursprungskurve aufzeigen, wie die im dazu passenden Versuch, und auf der anderen Seite, dass die Ummantelungshöhe der Spule mit dem Konzentrator den signifikantesten Einfluss auf die Temperaturentwicklung ausübt. In Abbildung 5.19 sind die berechneten Verteilungen dargestellt. Im Vergleich der Standardabweichungen für die drei Parameter zeigt sich, dass die Induktorhöhe die Temperaturkurve um den Faktor 4 stärker beeinflusst als der Probenabstand und etwa 9 mal mehr als die Spulenstromstärke in dem ihr zugewiesenen Rahmen.

Auf die Fertigung des Induktors kann nur bedingt Einfluss genommen werden, sodass in der Simulation die Geometrie des verwendeten Induktors berücksichtigt werden muss. Wenn während der Versuchsreihe nur ein Induktor für alle Prüfungen eingesetzt wird, besteht dieser Einfluss nicht, kommen jedoch mehr Induktoren zum Einsatz, müssen die Randbedingungen des Versuches angepasst werden.

Der Abstand zwischen der Probe und dem Induktor weist eine nur halb so hohe Robustheit gegen thermische Abweichungen auf, wie die Spulenstromstärke. Mithilfe einer Positionierungshilfe wird dem hierdurch hervorgerufenen Einfluss im Versuch entgegen gewirkt. Der Einfluss der Stromstärke auf die Spitzentemperatur ist gering. Während des Versuches treten zudem leicht kleinere Stromstärkeschwankungen auf als hier durch die betrachteten Stützstellen untersucht wird, sodass dieser Einfluss nicht im vollen Umfang in der Berechnung berücksichtigt werden muss.

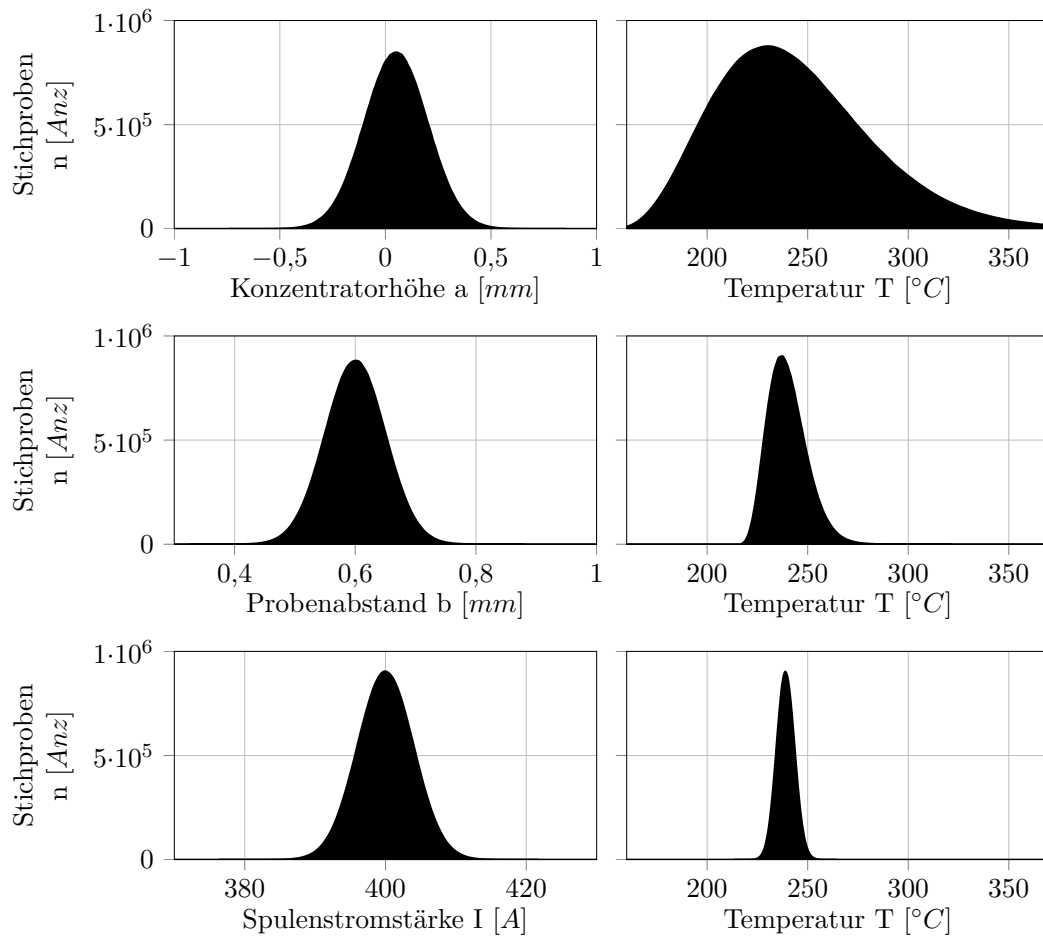


Abbildung 5.19: Variation der Stichproben und resultierende Maximaltemperaturverteilungen für die drei Designvariablen Konzentratorhöhe, Probenabstand und Spulenstromstärke

5.4 Zusammenfassung zum Prüfaufbau

Die Anforderungen an den Prüfaufbau erfordern eine genaue Abstimmung aller Komponenten aufeinander. Das innovative Prüfkonzept basiert auf der einseitigen induktiven Erwärmung einer wassergekühlten Versuchsprobe, mit dem ein transientes inhomogenes Temperaturfeld erzeugt wird. Die in einem Referenzpunkt auf der Probenfrontseite entstehende Temperatur wird berührungslos gemessen und bildet die Regelgröße des Versuches. In diesem Kapitel werden die einzelnen Komponenten des Prüfaufbaus vorgestellt und die Einflussfaktoren auf den entwickelten Prüfaufbau aufgezeigt.

Aluminiumgusslegierungen stellen hohe Anforderungen an das induktive Erwärmungskonzept. Hinzu kommt die Positionierung der Probe im äußeren Magnetfeld, sodass die Spule ihre Wirkung nicht vollständig in der Probe entfalten kann. Um dennoch

ausreichend viel Verlustleistung in den obersten Materialschichten der Probe zu erzeugen, dass die angestrebte Maximaltemperatur von 290 °C erreicht wird, sind die Spulenwindungen von einem Konzentrator umgeben. Seine Ausführung hat einen starken Einfluss auf den Temperaturverlauf. Eine weitere Einflussgröße ist die Position des Induktors vor der Probe. Das Magnetfeld nimmt mit zunehmendem Abstand von der Spule ab, sodass das transiente Temperaturfeld von diesem Effekt beeinflusst wird.

Auch die berührungslose Temperaturmessung erfordert diverse Modifikationen. Da der Emissionsgrad von Aluminium und seinen Legierungen sehr gering ist, wird die Probenoberfläche im Messbereich mit mattem schwarzem Lack beschichtet. Hierdurch ist die Einstellung eines höheren Emissionsgrades möglich, der durch den Abgleich zwischen der mittels Pyrometrie und der mit einem Thermoelement gemessenen Temperatur bestimmt wird.

Weiterhin werden die Auswirkungen unterschiedlicher Stromstärken auf das transiente Temperaturfeld untersucht. Hierbei zeigt sich, dass sowohl bei abnehmender Stromstärke als auch bei vergrößertem Abstand von der Probe die Temperatur der Probe sinkt und wenn diese gekühlt wird, steigt die Temperatur in der Probe langsamer an als im ungekühlten Zustand. Die maximale Temperatur kann jedoch bei ausreichend hoher Kühlwassertemperatur erreicht werden. Die Probenkühlung ist im Versuch für das sichere und zügige Erreichen der Minimaltemperatur notwendig.

Die gemessenen Einflussfaktoren Stromstärke, Abstand zwischen Spule und Probe, Probenkühlung und Konzentratorrückstand werden ebenfalls mithilfe der Variante A der Simulationsprozesskette berechnet, siehe Abschnitt 3.1. Hier zeichnet sich ab, dass die Parameter sowohl in der Messung als auch in der Berechnung den gleichen Einfluss ausüben. Vergleichend wird ein Temperaturverlauf für die Messstellen T0 und T2 vorgestellt. Hier zeigen die Ergebnisse von Berechnung und Messung eine gute Übereinstimmung, sodass das Simulationsmodell auch für die Berechnung des Temperaturzyklus angewendet werden kann.

6 Untersuchungen unter thermomechanischer Beanspruchung

In diesem Kapitel wird die Durchführung einer thermomechanischen Untersuchung an der in Abschnitt 3.2 vorgestellten Versuchsprobe beschrieben. Aus dem in Abschnitt 5.2 vorgestellten Prüfaufbau sowie den Einflussfaktoren auf das Prüfergebnis ergeben sich Randbedingungen, die im Folgenden näher beleuchtet werden. Die Durchführung der Versuchsreihe und die hieraus resultierenden Erkenntnisse sind in Abschnitt 6.2 beschrieben. Daraufhin folgt in Abschnitt 6.3 ein Vergleich der experimentell ermittelten Temperaturfelder mit den berechneten Temperaturen nach Abschnitt 3.1.

6.1 Randbedingungen der thermomechanischen Untersuchungen

Der Prüfaufbau ist darauf ausgelegt eine Versuchsprobe transienten thermomechanischen Beanspruchungen auszusetzen. Hierzu wird die Probe in einer servohydraulischen Prüfmaschine eingespannt und von einer Seite induktiv erwärmt, wie in Abbildung 5.1 zu erkennen ist. Die sich hierbei einstellende Werkstoffausdehnung wird durch die feste Einspannung behindert und führt zu einer thermomechanischen Beanspruchung. Diese ist im mittleren Probenbereich aufgrund stark unterschiedlicher Temperaturniveaus besonders hoch.

Die Abbildung 6.1 zeigt den schematischen Aufbau des Prüfkonzeptes und die Kopplung der einzelnen Komponenten. Am Messrechner wird über Pfad 1 vorgegeben, dass der Prüfstand über eine Wegregelung kein Verfahren der Spannbacken während des Versuchs zulässt. Der zweite Kommunikationspfad stellt den Austausch der Positionsdaten her. Über Pfad 3 erfolgt die Kontrolle der kraftfreien Probenfixierung bei der Einspannung und die Messung der sich ergebenden Kraft unter thermischer Belastung während des Versuches.

Über einen weiteren Regler wird die thermische Belastung der Probe eingestellt. Am Messrechner werden die Regelparameter sowie der Soll-Temperaturverlauf vorgegeben und die dazu notwendigen Informationen an den Regler kommuniziert. Dieser spiegelt die daraus resultierenden Einstellungen über Pfad 4 an den Messrechner zurück. Weiterhin kommunizieren der Regler für den Hochfrequenzgenerator und der volltransistorische Hochfrequenzgenerator selbst über Verbindung 5 miteinander. Der Regler gibt vor, welche Leistung auf Pfad 6 im Außenkreis übertragen werden muss, damit der Induktor

über Pfad 7 auf der Probenoberfläche eine definierte Temperaturänderung erzeugt. Die resultierende Temperatur wird mit dem Pyrometer über die Messstrecke 8 gemessen und an den Regler kommuniziert. Hier findet der Soll-Ist-Wert-Vergleich statt. Weiterhin werden Pfad 4 und Pfad 9 genutzt, um den Emissionsgrad des Pyrometers zu kalibrieren. Die Hauptregelschleife wird folglich durch die Pfade 5, 6 und 7 und die Pfade 8 und 9 beschrieben. Hier findet in einem temperaturgeregelten Versuch die kontinuierliche Anpassung der Stromstärke in Abhängigkeit der thermischen Abweichung der gemessenen Temperatur von ihrem Referenzwert statt.

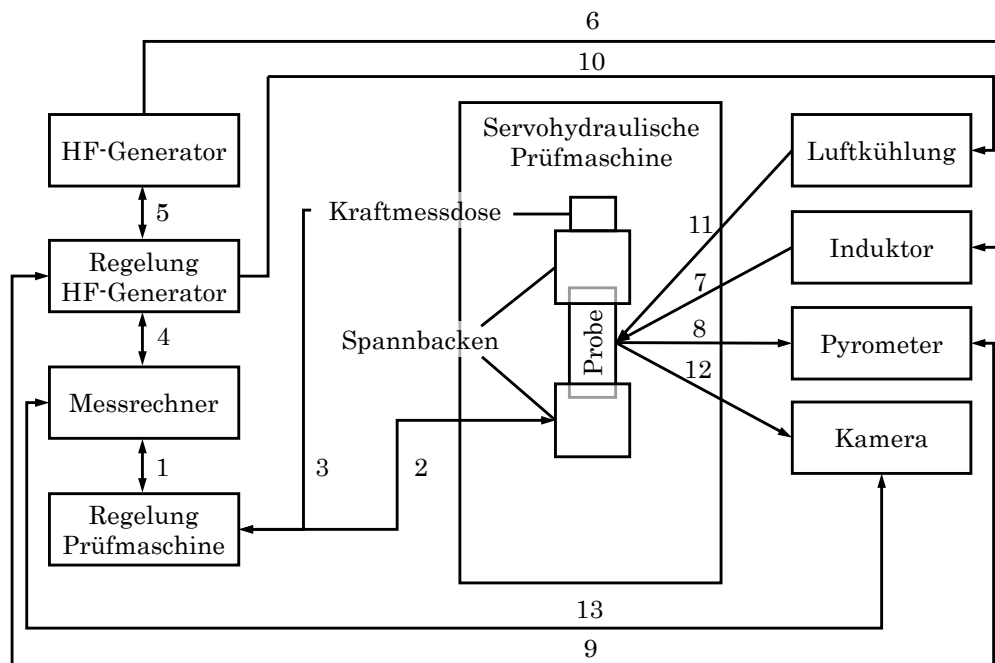


Abbildung 6.1: Schematische Übersicht der Prüfkomponenten und ihre Interaktionen

Verringert sich die Temperatur der Probe in der Kühlphase des Zyklus trotz Wasserkühlung und Luftzirkulation um die Probe herum nicht ausreichend, wird über die Pfade 10 und 11 die zusätzliche Luftkühlung mithilfe der Düsen aktiviert. Über Pfad 12 werden Aufnahmen des Prüffortschritts erstellt und über Verbindung 13 an den Messrechner gesendet. Dieser löst in einem definierten Zeitintervall die Aufnahmen aus und speichert die Bilderreihe.

Um das Niveau der thermischen Belastungen im Prüfstandsversuch vergleichbar zu Belastungen aus dem motorischen Betrieb des Zylinderkopfes einzustellen, werden Messdaten aus Bauteiluntersuchungen herangezogen [1]. Diese bilden die Bauteilbeanspruchung im Kundenbetrieb ab und können sowohl im Fahrbetrieb als auch auf Motor- und Komponentenprüfständen abgeprüft werden.

Auf dem Motorprüfstand wird ein Zylinderkopf mithilfe des Zug-Schub-Zyklus thermischen und mechanischen Belastungen ausgesetzt. Hierbei wechseln die Betriebszustände innerhalb vorgegebener Zeitintervalle. Ein Zyklus besteht aus einer Vollastphase, in der sich der Motor aufheizt, und einer Schubphase, in der sich der Motor wieder abkühlt. Die im Folgenden beschriebenen Randbedingungen ergeben sich aus der Zielsetzung die Bedingungen dieses Zyklus auf den hier entwickelten Prüfaufbau und die Versuchsprüfung zu übertragen. Ausschlaggebend sind die Haltephasen während der thermischen Maxima, um die größtmögliche thermomechanische Spannungsamplitude zu erreichen.

Die Temperaturmessung während des Versuches ist Grundlage für die Regelung der Stromstärke, sodass ein vorgegebenes Temperaturprofil, wie es beispielhaft in Abbildung 6.2 dargestellt ist, nachgefahren werden kann. Zu diesem Zweck wird ein PID-Regler eingesetzt, der für jeden Abschnitt des Temperaturverlaufes definierte Werte einsetzt. Zuerst wird das Vorgabesignal festgelegt. Dieses beinhaltet eine Zugphase und eine Schubphase. In Abbildung 6.2 ist zu erkennen, dass sich beide Phasen in einen Temperaturänderungs- und einen Halteanteil gliedern, deren Dauer und Änderungsgeschwindigkeiten zu bestimmen sind.

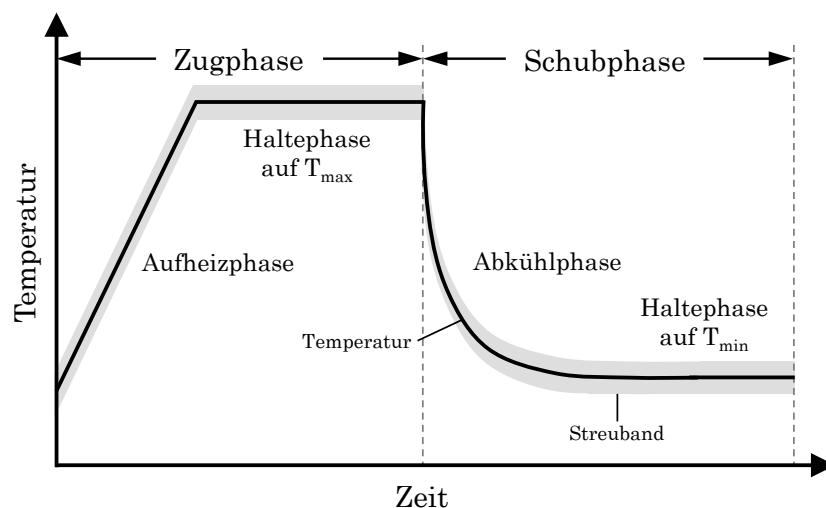


Abbildung 6.2: Schematischer Temperaturverlauf während eines Versuchszyklus mit thermischem Streubereich für Regelparameterwechsel

In den zuvor beschriebenen Untersuchungen zu dem Einfluss der Stromstärke, siehe Abschnitt 5.2, wird ersichtlich, dass die sich bei konstanter Stromstärke einstellende Temperatur gegen einen Maximalwert konvergiert. Dieser Effekt kann genutzt werden, um den vorgegebenen Verlauf nachzufahren. Die Aufheizphase wird dann mit hohen Stromstärken erzeugt, die einen Temperaturanstieg mit der vorgegebenen Erwärmungsgeschwindigkeit abbilden und bei Erreichen der Maximaltemperatur der Haltephase verringert werden,

sodass dieses Temperaturfeld konstant ist. Für die Abkühlphase wird der Induktor über den Lineartrieb von der Probe entfernt, sodass Bildaufnahmen der frei zugänglichen Probenoberfläche möglich sind.

Für jeden Abschnitt des Zyklus werden die PID-Parameter separat optimiert. Hierbei findet eine Unterscheidung zwischen geringen und hohen Temperaturdifferenzen statt. In einem Bereich von $\pm 4\text{ °C}$ von der Referenztemperatur, dem in Abbildung 6.2 in grau aufgezeigten Streuband, gelten andere Regelparameter als außerhalb dieser Bereiche. Weiterhin wird eine Zeitspanne für jeden Umschaltzeitpunkt definiert, in dem die Abtastrate erhöht wird. Hiermit wird ein definierter Übergang zwischen den thermisch stationären und den thermisch instationären Zyklusabschnitten erzielt und einem Überspringen oder Nachlaufen der Temperatur entgegengewirkt. Verglichen wird der definierte Soll-Temperaturpfad mit den gemessenen Ist-Werten in der Mitte der Probenfrontseite. In Abbildung 6.3 ist das Thermoelement mittig im Taillenbereich der Probe angebracht. Die Regelgrößen werden solange angepasst, bis die gemessenen und die vorgegebenen Temperaturverläufe übereinstimmen, da die Emissionswerte aufgrund der Lackierung für jede Probe eine geringfügige Streuung aufweisen und somit individuell für jede Probe ein Wert bestimmt wird.

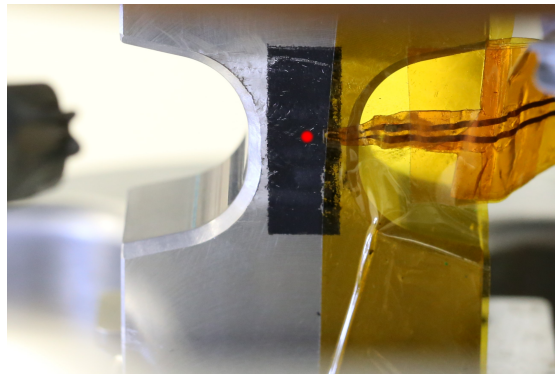


Abbildung 6.3: Eingespannte Versuchsprobe mit Thermoelement und Pyrometermesspunkt auf der vorderen Oberfläche

In der Probenmitte befindet sich neben dem Thermoelement die Messstelle des Pyrometers, die in Abbildung 6.3 durch den roten Laserpunkt sichtbar wird. In Abschnitt 3.2 wird erklärt, dass sich das magnetische Feld des eingesetzten Induktors sowohl längs als auch quer symmetrisch zu der entsprechenden Probenmittelachse einstellt und sich folglich auch das Temperaturfeld auf diese Weise ausbreitet. Daher können die gemessenen Temperaturen von Pyrometer und Thermoelement verglichen und das Temperaturniveau des Pyrometermesswertes über den Emissionsgrad soweit korrigiert werden, bis die gemessenen Temperaturen identisch sind. Die Erfassung der Regelgröße Temperatur erfolgt während der Lebensdaueruntersuchungen durch das Pyrometer.

Zunächst werden Temperaturkurven mit unterschiedlichen Haltezeiten gefahren, um zu detektieren, wie der Induktor auf thermische Zyklen reagiert und wie belastbar der Konzentrator in diesem Anwendungsfall ist. Für das ferritische Material liegen in Bezug auf die Dauerbelastung mit Temperaturwechselzyklen bisher keine Untersuchungen vor, weshalb die Wechselwirkung mit der erwärmten Probenoberfläche in geringem Abstand von dem Konzentrator zu erproben ist. Die Temperatur des Induktors wird hierzu an zwei Stellen auf der Rückseite des ferritischen Materials gemessen und überwacht. Bei Überschreiten der kritischen Temperatur wird die Prüfung angehalten.

Die geforderte Maximaltemperatur ist mittels induktiver Erwärmung schnell erreicht und die Ausbreitung des Temperaturfeldes erfolgt zügig, sodass das Ziel des Zug-Schub-Tests, die maximale thermische Amplitude abzubilden, in kurzer Zeit realisierbar ist. Hier ist der Spannungsverlauf im Rahmen der vom Konzentrator eingeräumten Möglichkeiten ausschlaggebend für die zeitliche Begrenzung der Zyklusphasen. Sobald die Extrema des Spannungsverlaufes erreicht werden, findet ein Umschalten auf den jeweils entgegen gesetzten Betriebszustand statt. Die resultierenden Kräfte in Längsrichtung werden während der Prüfung über die Kraftmessdose des Prüfstandes aufgenommen, siehe Abbildung 6.1.

Tabelle 6.1 gibt eine Übersicht über die wesentlichen Randbedingungen und Einstellungen, die den folgenden Prüfungen zugrunde liegen. Diese sind das Ergebnis umfangreicher Vorversuche und Einzelparameterstudien, siehe Abschnitt 5.2. Die ersten sechs Einträge beschreiben den Temperaturzyklus. Weiterhin sind die äußeren Parameter zu finden, die einen Einfluss auf das Messergebnis ausüben. So liegt der Verlauf der sich einstellenden Spulenstromfrequenz in einem Bereich zwischen 500 kHz und 690 kHz. Für jede Probe wird der Emissionsgrad separat bestimmt. Hierzu findet der Abgleich der mit dem Pyrometer und mit einem Thermoelement gemessenen Temperaturen über fünf Zyklen hinweg statt. Neben der Ermittlung des korrekten Emissionswertes wird auf diese Weise die Korrektur des Strahlungswinkels bestimmt, sodass sich der Messpunkt des Pyrometers ausschließlich auf der Probenoberfläche befindet.

Die Probenkühlung ermöglicht nicht nur, wie in Abschnitt 5.2 beschrieben, die Absenkung der maximal erreichbaren Temperatur, sondern auch die Einflussnahme auf das Temperaturfeld. Durch die Wassertemperatur und den Volumenstrom kann die entzogene Wärmemenge reguliert und so Spannungsgradienten eingestellt werden. In dieser Untersuchung werden die Werte einmalig ermittelt und bleiben über den Versuchslauf konstant. In den Versuchsreihen mit gleichbleibender Stromstärke hat sich weiterhin herausgestellt, dass ein Abstand zwischen der Probe und dem Induktor von 0,6 mm reproduzierbare Messergebnisse sowie das sichere Erreichen der geforderten Maximaltemperatur ermöglicht und gleichzeitig den Einfluss der Probenausdehnung auf das Messkonzept gering hält, siehe Abbildung 6.6. Hierzu wird die zuvor beschriebene Positionierungshilfe auf 0,3 mm vor die Probe eingestellt. Der Kontakt zwischen der Positionierungshilfe und der Probe stellt die Ausgangsposition sicher. Während der Abkühlphase wird der Induktor um 8 mm von der Probe entfernt und die Bilder der Probenfrontseite automatisiert aufgenommen.

Diese ist aufgrund der geringen Strahlungsintensität der überalterten Aluminiumprobe mit schwarzem Lack beschichtet. Diese Lackschicht ermöglicht einen im Verhältnis zu der unbeschichteten Oberfläche hohen Emissionsgrad und somit ein zuverlässigeres Messergebnis. Als Abschaltkriterien gelten neben der Induktortemperatur, das Erreichen einer Risstiefe von $a > 1$ mm. Hier soll gezeigt werden, dass der Versuch über den technischen Anriss hinaus gefahren und weitere Analysen des Rissverlaufs anschließen können.

Tabelle 6.1: Versuchsparameter

| | |
|----------------------------------|------------------------------|
| Maximaltemperatur T_{max} | 290 °C |
| Minimaltemperatur T_{min} | 80 °C |
| Heizrate | 20 °C/s |
| Kühlrate | 16 °C/s |
| Haltezeit T_{max} | 16,0 s |
| Haltezeit T_{min} | 11,5 s |
| Temperatur der Probenkühlung | 75 °C |
| Volumenstrom der Probenkühlung | 41/min |
| Frequenz des Spulenstromes | 500 - 690 kHz |
| Messmittel der Probertemperatur | Pyrometer |
| Emissionsgrad | 0,85 |
| Alterungszustand der Probe | T7 |
| Oberflächenbehandlung der Probe | gefräst und schwarz lackiert |
| Abstand Probe-Induktor | 0,6 mm |
| Verfahrweg während der Kühlphase | 8 mm |

6.2 TMF Versuch und Resultate

Während des Versuches wird das Vorgabesignal der Probertemperatur durch die Regelung der Stromstärke nachgefahren. Hierbei wird in der Messstelle T0 die Temperatur aufgenommen und mit dem Sollwert verglichen. In Abbildung 6.4 sind die resultierende Spulenstromstärke und die gemessene Probertemperatur im Messpunkt T0 dargestellt. Der gemessene Strompfad wird in Abschnitt 6.3 als Grundlage für die Temperaturfeldberechnung verwendet. Der Zyklus wird während der Untersuchung so lange wiederholt, bis das Abbruchkriterium erfüllt ist.

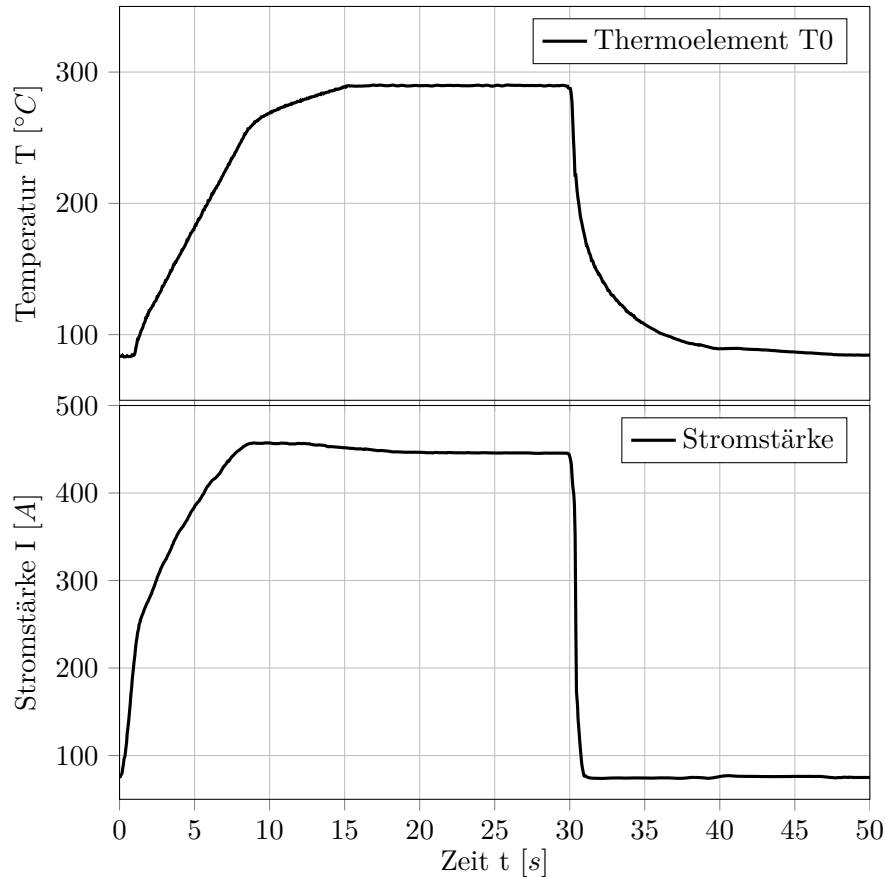


Abbildung 6.4: Gemessene Verläufe der Temperatur im Messpunkt T0 (oben) und der Spulenstromstärke (unten) eines Zyklus

Der Temperaturpfad in Abbildung 6.4 folgt der Temperaturvorgabe und enthält nur geringe Abweichungen. Dies wird durch die kontinuierliche Anpassung der Spulenstromstärke ermöglicht. Zu Beginn der Schubphase steigt die Spulenstromstärke von etwa 80 A während der Aufheizphase auf einen maximalen Wert von ungefähr 460 A an. Dieses Niveau wird jedoch während der darauf folgenden Haltephase gesenkt, bis dass die Temperatur in T0 ihren Haltewert von 290 °C erreicht hat, um die Probe nicht weiter zu erwärmen und die Temperatur konstant zu halten. Zu Beginn der Zugphase sinkt der Induktorstrom schlagartig auf etwa 80 A ab, wodurch die zügige Abkühlung der Probe hervorgerufen wird. Die Probestemperatur klingt solange ab, bis sie das Halteniveau von ungefähr 80 °C erreicht hat. Ab diesem Zeitpunkt steigt die Spulenstromstärke wieder leicht an, um dieses Temperaturniveau zu halten. Das sich hierbei ergebende Stromsignal wird während eines Referenzzyklus gemessen und für die Berechnung verwendet. Im Versuch findet hingegen eine stetige Regelung der Spulenstromstärke statt.

Zu Beginn der Versuche ist die in Abbildung 6.5 dargestellte Probenoberfläche gleichmäßig mit Lack beschichtet. Unter der thermomechanischen Belastung verändert sich die Probenoberfläche fortschreitend und formt aufgrund von Materialplastifizierung unterschiedlich tiefe Furchen aus, wie sie in der Abbildung nach 46.500 Zyklen zu sehen sind.

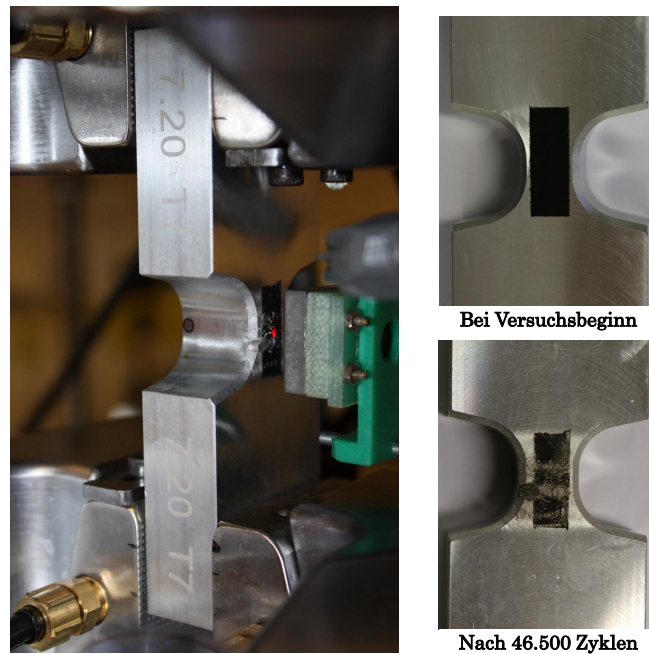


Abbildung 6.5: Probe während des Versuches (links) und in der Frontansicht im Ausgangszustand und am Ende der Untersuchung (rechts)

Die Abbildung verdeutlicht, dass die Plastifizierung des Materials unmittelbar unterhalb der Spulenwindungen am größten ist. Dies ist auf die in Abschnitt 2.4 beschriebene Feldkonzentration in Windungsnähe zurückzuführen. Hier entwickelt sich eine höhere Temperatur als in den dazwischen liegenden Bereichen. Eine größere Distanz zwischen Induktor und Probe wirkt diesem Effekt bedingt entgegen. Dies hat jedoch eine Verringerung der möglichen Maximaltemperatur zur Folge. Hinsichtlich der guten Wärmeleitung und des dadurch schnell erreichten homogenen Temperaturfeldes im Induktorbereich wird aus diesem Grund keine Positionsanpassung vorgenommen.

Das Werkstoffverhalten schränkt die Möglichkeiten des Versuchsaufbaus ein. Die Messung der Oberflächentemperatur der Probe mithilfe eines aufgeklebten Thermoelementes ist nicht prozesssicher möglich, da dieses aufgrund der sich entwickelnden unebenen Oberfläche im Messpunkt den Oberflächenkontakt verliert. Die berührungslose pyrometrische Temperaturmessung hingegen wird durch die Plastifizierung des Werkstoffes nicht beeinträchtigt. Während der Untersuchungen werden die Temperaturverläufe unterschiedlich stark verformter, lackierter Probenabschnitte aufgenommen und mit den durch ein in

diesem Zustand angebrachtes Thermoelement gemessenen Temperaturen verglichen. Die aufgezeichneten Temperaturen sinkt zwischen der Messung im Ausgangszustand und auf einer stark plastifizierten Oberfläche über den gesamten Zyklus betrachtet um durchschnittlich 2 % ab. Dies kann toleriert werden, da die thermischen Schwankungen um den Zielwert aufgrund der Regelgenauigkeit ähnlich große Werte umschließt.

Auch die Dokumentation des Rissfortschritts auf der seitlichen Probenoberfläche mithilfe des Fernfeldmikroskopes wird durch die Plastifizierung beeinträchtigt. Um die genaue Risstiefe bestimmen zu können, ist eine hohe Auflösung notwendig. Die mit fortschreitender Zyklenzahl zunehmend ungleichmäßigere Oberfläche verhindert die Einstellung der Fokusebene. Dem geschuldet wird ein größerer Bildausschnitt gewählt und der Schaden bereits ab dem Entstehungszeitpunkt mit einem Minimikroskop verfolgt, vgl. Abbildung 5.7. Die Dokumentation des Risswachstums kann über ein alternatives Linsensystem des Fernfeldmikroskops erfolgen und in Folgeuntersuchungen analysiert werden.

Anhand der Aufnahmen des Fernfeldmikroskopes kann die Ausdehnung der Probe auf der erwärmten Seite bestimmt werden. In Abbildung 6.6 werden zwei stationäre Ausdehnungszustände miteinander verglichen. Der obere Bildabschnitt zeigt die warme Probe bei $T_{min} = 80\text{ °C}$ als Ausgangssituation der Versuchsreihe. Unten ist eine deutliche Ausdehnung des Materials erkennbar. Hier ist der warme Haltezustand der Zugphase bei $T_{max} = 290\text{ °C}$ dargestellt. Zwischen den beiden Temperaturniveaus wird anhand des vermessenen Transmissionselektronenmikroskop-Netzchens eine Differenz von 0,19 mm ermittelt. Diese Position wird während der Versuche berücksichtigt und der Induktor in ausreichendem Abstand von der Probenoberfläche positioniert, sodass kein Kontakt zwischen den Komponenten entsteht.

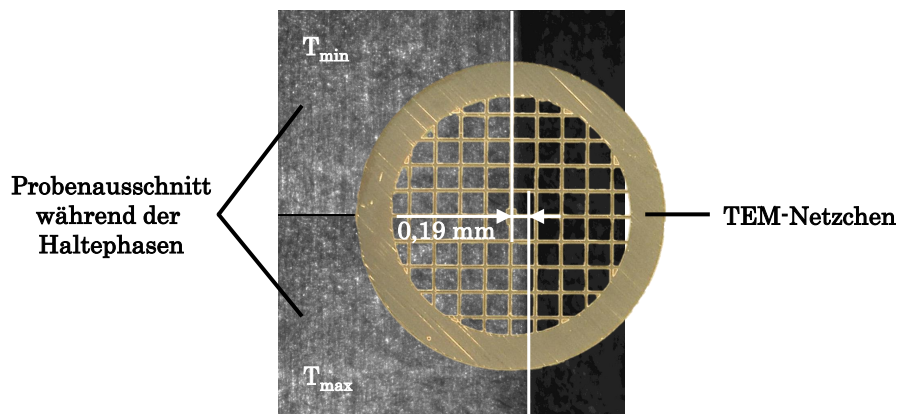


Abbildung 6.6: Aufnahmen mit dem Fernfeldmikroskop im Ausgangszustand (oben) und bei maximaler Ausdehnung (unten) der Probe überlagert mit einem Netzchen

Unter der beschriebenen thermomechanischen Beanspruchung besteht die Möglichkeit, dass aus der verformten Probenoberfläche eine Vielzahl von Anrissen entstehen. Die Versuche haben gezeigt, dass nur wenige dieser Risse ausweiten. Die Probe in Abbildung 6.7 weist zwei Arten der Schädigung auf. Hiervon treten die Plastifizierung und das Risswachstum in allen Proben auf. Plastifizierte Bereiche sind nach etwa 10.000 Zyklen erkennbar. Die tatsächlichen Anrisse beginnen auf der Kante zwischen Frontseite und Fase. Die Besonderheit dieser Probe ist, dass sie zwei Risse entwickelt, die sich verbinden.

Die während der Haltephase des Versuches auf T_{min} aufgezeichneten Bilder der Abbildung 6.7 zeigen zunächst den Ausgangszustand der Probe bei Versuchsbeginn. Nach 20.500 Zyklen ist die Plastifizierung nicht mehr ausschließlich auf der Frontseite, sondern auch im Phasenbereich der Probe zu erkennen. Diese verstärkt sich innerhalb der darauf folgenden Zyklen, bis nach 32.500 Zyklen vier potenzielle Anrissorte sichtbar werden. Im weiteren Verlauf bis zu Zyklus 41.500 intensiviert sich die Plastifizierung des Werkstoffes und ein weiterer möglicher Schadensort entsteht. Nach weiteren 2.000 Zyklen zeichnet der Riss unterhalb der Probenmitte auf der seitlichen Oberfläche eine Tiefe von 1,8 mm ab. Ebenfalls ist zu erkennen, dass sich der Riss waagrecht über die Probenfrontseite ausbreitet. Bis Zyklus 46.500 hat sich auch der darunter befindliche Schaden soweit entwickelt, dass beide Risse aufeinander zu und als ein Riss weiter gewachsen sind.

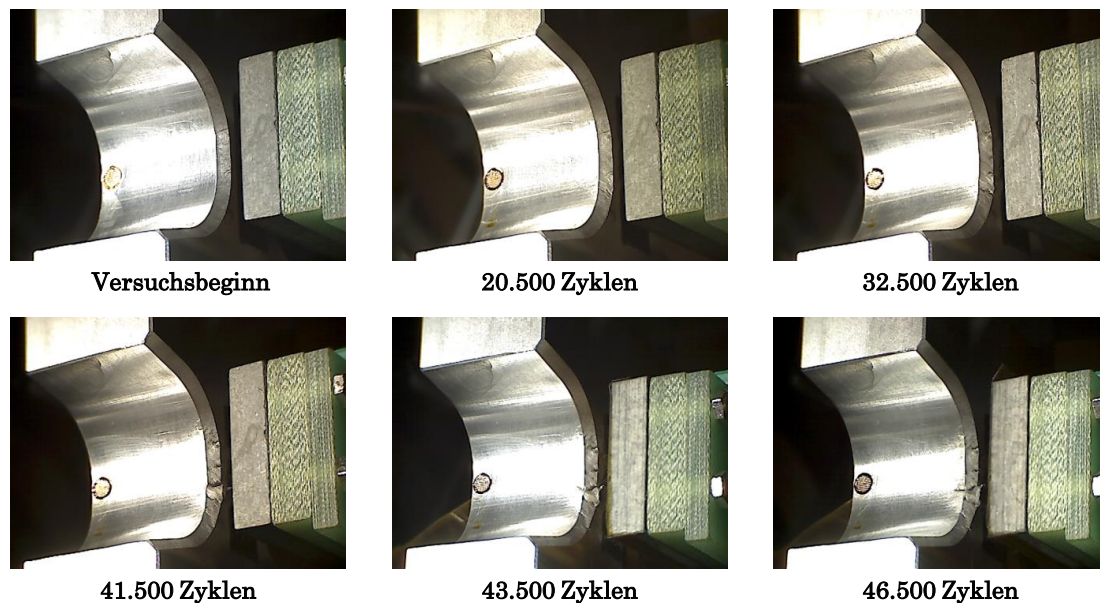


Abbildung 6.7: Aufnahmen der Probe im Ausgangszustand sowie in unterschiedlichen Schädigungsstadien während des Versuches

Die Bilder Q1 bis Q3 in Abbildung 6.8 zeigen den Querschnitt der Probe in der Rissebene. Ihre Position ist als blaue Linie in den Darstellungen L1 bis L3 gekennzeichnet. Diese Aufnahmen stellen selbst Schnitte längs durch die Probe in den Tiefen 1,07 mm, 2,21 mm und 2,76 mm dar. Ihre Positionen sind in den Querschnitten jeweils durch eine

rote Linie gekennzeichnet. Zu oberst ist die CT-Aufnahme der geschädigten Probe in der Frontansicht abgebildet. Die Verformungen auf der Oberfläche sind hier deutlich zu erkennen und bilden sich darüber hinaus ebenfalls in der Querschnittaufnahme L1 ab. Daraus wird ersichtlich, dass die Probenschädigungen an vielen Stellen über die Tiefe des technischen Anrisses von 1 mm hinaus gehen. Die Schäden entwickeln sich mit unterschiedlicher Geschwindigkeit oder hören auf zu wachsen, sodass in einer Tiefe von 2,21 mm weitaus weniger Risse zu erkennen sind, wie im Längsschnitt L2 zu sehen ist. Während sich in dieser Tiefe der Riss auf der linken Probenseite in Richtung Mitte in zwei Schädigungspfade aufteilt, behauptet sich nur der untere Riss und wächst, wie in Aufnahme L3 zu erkennen ist, in einer Tiefe von 2,76 mm weiter, wohingegen der obere Riss an dieser Position stehen bleibt. Die Untersuchung wird bei Erreichen einer Risstiefe von 3,4 mm abgebrochen.

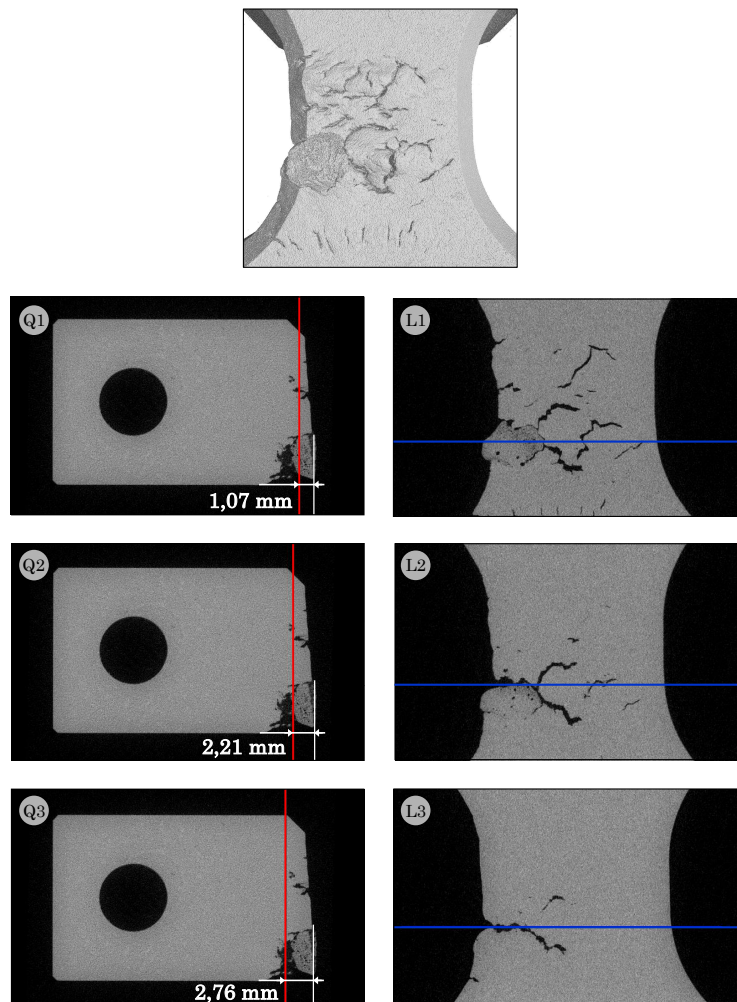


Abbildung 6.8: CT-Aufnahmen der geschädigten Probe nach Beendigung des Versuches im Prüfbereich sowie von Quer- und Längsschnitten in unterschiedlichen Tiefen

Mit diesem Versuchsaufbau ist die Erzeugung eines thermomechanischen Schadensbildes möglich. Weiterhin entstehen unter der aufgetragenen Beanspruchung Schäden, die Rissbildung zur Folge haben, die teilweise über den technischen Anriss hinaus wachsen und zum Stillstand kommen. Dieses Risswachstumsverhalten kann während der gesamten Untersuchung von außen mit einer Kamera verfolgt und dokumentiert werden.

6.3 Vergleich der thermischen Belastungen aus Versuch und Simulation

Aus dem in Abschnitt 6.2 beschriebenen Versuch geht ein Stromstärkeverlauf hervor, der in Abbildung 6.4 neben der hierdurch erzeugten Temperatur in der Messstelle T0 dargestellt ist. In Abschnitt 3.1 wird eine Simulationsprozesskette entwickelt, deren Eingangsgröße der Stromstärke-Zeit-Verlauf eines Versuchszyklus ist. Um die Temperaturverhältnisse im Versuch und in der Berechnung für die Messstelle T0 miteinander vergleichen zu können, wird die gemessene Stromstärke für die Berechnung aufbereitet und in die Berechnung übertragen. Um die hochfrequenten Regelvorgänge des Reglers in der Berechnung nicht zu berücksichtigen, wird der Zeitverlauf des Stromes geglättet. Das Modell entspricht den Parametern des Versuches nach Tabelle 6.1.

Unter Anwendung der in Abschnitt 3.1 beschriebenen Simulationsprozesskette ergibt sich der in Abbildung 6.9 dargestellte Temperaturverlauf für die Messstelle T0. In dem Diagramm wird der berechnete dem gemessenen Temperaturverlauf gegenüber gestellt. Der Vergleich der beiden Kurven verdeutlicht, dass die maximale thermische Abweichung im oberen Haltebereich $6,3\text{ °C}$ beträgt, sodass eine prozentuale Abweichung von $< 2,1\%$ erreicht wird. Im Durchschnitt überschreitet die berechnete Temperaturkurve die Messung in dieser Phase um $1,6\%$. Während der Haltephase auf dem niedrigen Temperaturniveau stellt sich eine maximale Temperaturdifferenz von $1,7\text{ °C}$ ein, was einer Abweichung von $2,0\%$ entspricht. In diesem Bereich überschreitet die gemessene Temperaturkurve die berechnete um durchschnittlich $1,5\%$. Die durchschnittliche Abweichung über den gesamten Zyklus beträgt $1,6\%$.

In der Heizphase liegen die beiden Kurven nahezu exakt übereinander. Hier stellt sich eine maximale Abweichung von $2,1\text{ °C}$ ein. Diese ist aufgrund des schnellen Temperaturanstieges vernachlässigbar gering. Auch die Abkühlphase ist zwischen den beiden Kurven vergleichbar. In diesem Abschnitt verlaufen die beide Kurven in Abbildung 6.9 näherungsweise parallel, wobei die berechnete Temperatur höher liegt, als die gemessene. Somit sinkt diese erst etwa $1,7\text{ s}$ nach der Messung unter die Grenztemperatur von 90 °C .

Zusammenfassend kann gesagt werden, dass das transiente Temperaturfeld der bauteilnahen Probe mit einer relativ geringen Abweichung von unter 2% mit der Berechnung übereinstimmt. In weiteren Untersuchungen können die Umschaltunkte auf kürzere

Regelzeiten des Hochfrequenzgenerators und die passende Umsetzbarkeit im numerischen Modell durch verschärfte Randbedingungen untersucht werden, um die Übereinstimmung weiter zu steigern.

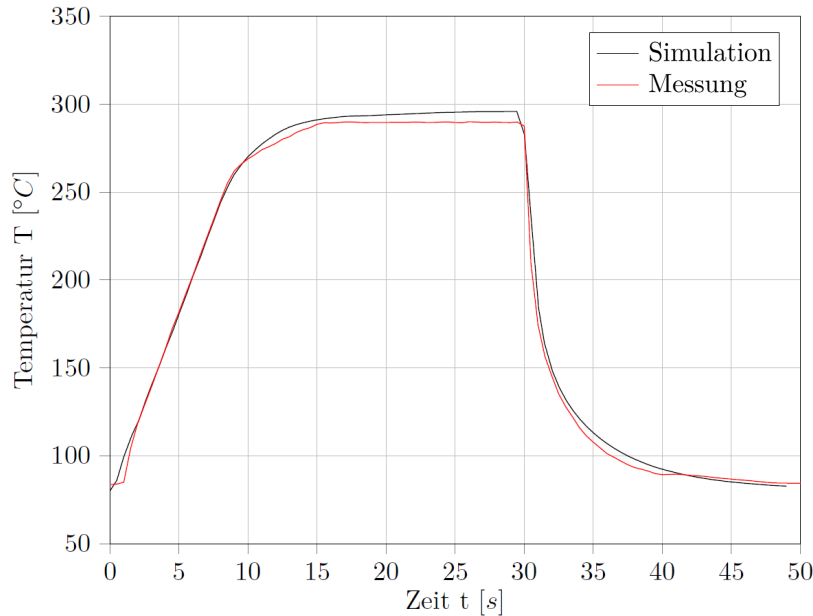


Abbildung 6.9: Gemessener und berechneter Temperaturverlauf eines Versuchszyklus mit den Randbedingungen aus Tabelle 6.1 im Vergleich

In Abbildung 6.10 veranschaulichen fünf Ausschnitte der Versuchsprobe das transiente Temperaturfeld zu unterschiedlichen Zeiten während des Zyklus. Alle Bilder zeigen, dass dem Einspannbereich durch die Spannbackenkühlung ausreichend viel Wärme entzogen wird, um selbst bei starker Erwärmung des Prüfbereiches ein Temperaturniveau unterhalb von 80 °C zu halten. Die Spannbacken sind während des Versuches temperiert, um das Hydrauliköl sowie die umliegenden Komponenten zu schonen. Zu Beginn bei $t = 0$ s und am Ende bei $t = 50$ s jedes Zyklus stellt sich im mittleren Probenbereich ein gleichmäßiges Temperaturfeld mit einer durchschnittlichen Temperatur von 80 °C ein. Die zweite Abbildung verdeutlicht, dass sich einige Bereiche der Probenoberfläche und der Werkstoff bis zu einer Tiefe von 0,5 mm bereits 5 s nach Beginn der Erwärmungsphase auf über 200 °C erwärmt haben. Weiterhin zeigt dieses Ergebnis die Auswirkung der Induktorgeometrie auf, indem die quer über den Prüfbereich verlaufenden Windungen mehr Wärme erzeugen als in den Bereichen dazwischen. Da die Induktion in den Zwischenräumen jedoch nicht vollkommen ausbleibt, wie in Abschnitt 3.2 beschrieben ist, und das Material die Wärme zu den kühleren Stellen hin leitet, gleichen sich die Temperaturniveaus nach kurzer Erwärmungszeit aus.

6.3 Vergleich der thermischen Belastungen aus Versuch und Simulation

Weiterhin ist in der mittleren Darstellung der Abbildung 6.10 zu erkennen, dass sich nicht nur an der Oberfläche, sondern auch im Inneren der Probe ein hoher Temperaturgradient einstellt. Der rot eingefärbte Bereich nach $t = 12$ s beschreibt die Erwärmung des Werkstoffes über 270 °C hinaus. Diese wirkt im mittleren Probenbereich bis in eine Tiefe von $1,1\text{ mm}$ und fällt zu diesem Zeitpunkt in Richtung Kühlkanal näherungsweise linear ab.

Nach weiteren $1,5$ s ist in diesem Bereich die Zieltemperatur von 290 °C erreicht. Im vierten Bild der Abbildung 6.10 ist das Temperaturfeld des Haltezustandes am Beispiel des Zeitschrittes $t = 20$ s skizziert. Der rote Zieltemperaturbereich ist hier bis in eine Tiefe von $1,8\text{ mm}$ zu erkennen. In Richtung Kühlkanal nimmt die Temperatur während der Haltephase exponentiell ab.

Nach $t = 30$ s ist die Heizphase beendet, der Induktor führt nur noch den minimalen Betriebsstrom von $I = 80\text{ A}$ und entfernt sich von der Probe. Durch die Kühlungsrandbedingungen der Berechnung erreicht die Probe bereits zum Zeitpunkt $t = 32$ s im Prüfbereich eine Oberflächentemperatur unterhalb von 150 °C , wie im fünften Bild der Abbildung 6.10 zu entnehmen ist. Auch im Inneren der Probe wird die Wärme über den Kühlkanal zügig abgeführt. Da die Abkühlung der Probe sowohl im Inneren als auch auf der Oberfläche exponentiell verläuft, ist der Ausgangszustand der Temperaturverteilung erst nach 50 s erreicht. Die Bilderfolge zeigt auf, dass die induktive Erwärmung nur oberflächlich wirkt und die tiefer liegenden Regionen des Materials durch Wärmeleitung erreicht werden müssen.

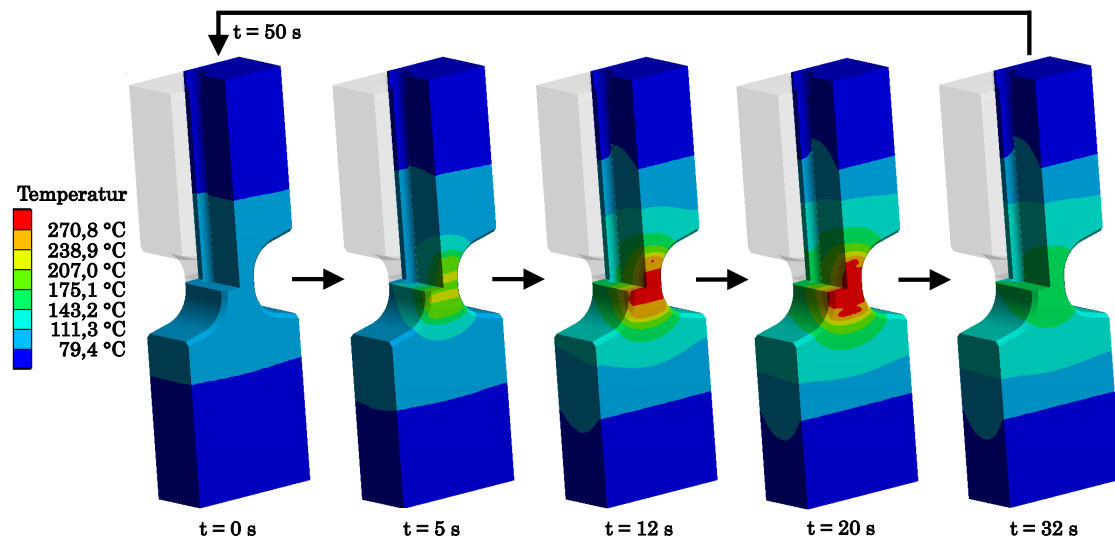


Abbildung 6.10: Transientes Temperaturfeld der Probe mit Ausschnitt der linken oberen Ecke in unterschiedlichen Stadien des Zyklus

6.4 Zusammenfassung zu den thermomechanischen Untersuchungen

In diesem Kapitel werden ein Risswachstumsversuch geschildert, die hierfür notwendigen Randbedingungen benannt und die Ergebnisse von Untersuchung und Berechnung miteinander verglichen. Die sich hierbei ergebenden Erkenntnisse werden diskutiert und in den Prüfaufbau sowie in die Simulationsprozesskette aufgenommen.

Zunächst werden hierzu der Prüfaufbau sowie die sich durch diesen ergebenden Regelstrecken und Kommunikationswege zwischen den einzelnen Komponenten des Versuches aufgezeigt. Weiterhin wird eine Vorgabe definiert, dass die Versuchsparameter in Anlehnung an den Zug-Schub-Zyklus festgelegt werden. Dabei steht nicht der zeitliche Verlauf eines Volllast-Schub-Wechsels im Vordergrund, sondern die Vorgabe an die Maximal- und Minimaltemperaturen für diesen Versuch. Um diese Vorgabe erfüllen zu können, ist die Regelung der Induktorstromstärke notwendig, die eine schnelle Erwärmung und definiert lange Haltezeiten ermöglicht.

Der Prüfzyklus unterteilt sich in Heiz- und Kühlphase sowie Haltezeiten. Für jede Periode des Zyklus werden die Regelungsparameter optimiert. Die Werte der Regelungsabschnitte und ihre Gültigkeitsbereiche werden in Vorstudien bestimmt. Weiterhin findet im Rahmen der Reglereinstellung die Kalibrierung des Pyrometers statt, um die Treffgenauigkeit zwischen Vorgabe- und Messsignal sicherzustellen.

Nach einigen Prüfzyklen ist die Plastifizierung des Probenmaterials so weit fortgeschritten, dass die Probenbeschichtung beschädigt und dadurch die Temperaturmessung auf der Oberfläche beeinflusst wird. Aus diesem Grund wird durch Messungen in unterschiedlichen Plastifizierungsstadien gezeigt, dass der Einfluss auf die Messgenauigkeit des Pyrometers akzeptabel ist. In weiteren Untersuchungen wird die Probenausdehnung während des Versuches ermittelt. Diese findet bei der Bestimmung der Induktorposition Beachtung. Während des Versuches ergeben sich an der Probenoberfläche viele Anrisse, wobei einige über die Länge des technischen Anrisses hinaus wachsen. In diesem Kapitel wird die Rissentstehung und sein Fortschreiten anhand einer Probe beschrieben, in der sich zwei Risse weit über den technischen Anriss hinaus entwickeln und teilweise zusammenwachsen. Während einer der Risse stehenbleibt, wächst der andere weiter, bis der Versuch nach Überschreiten einer Risstiefe von mehr als einem Drittel der Probentiefe abgebrochen und die Probe analysiert wird.

Im letzten Abschnitt werden das berechnete transiente Temperaturfeld und die gemessenen Oberflächentemperaturen miteinander verglichen. Hier zeigt sich eine sehr gute Übereinstimmung der beiden Kurven mit einer Abweichung von unter 2%. Zudem ist die berechnete Wärmeentwicklung innerhalb der Probe zu fünf Zeitpunkten des Zyklus beschrieben, die einen Aufschluss über die Eindringtiefe sowie zeitliche und lokale thermische Veränderungen gibt.

7 Ergebnisdiskussion und Ausblick

In dieser Arbeit wird eine Prüfmethode zur induktiven Erwärmung einer bauteilnahen Versuchsprobe entwickelt, deren Belastungssituation vollständig numerisch in einer Simulationsprozesskette abgebildet werden kann. Hierbei sind vergleichbare Randbedingungen Grundvoraussetzung für eine gute Übereinstimmung, siehe Abschnitt 6.2.

Die Simulationsprozesskette bildet die für die Berechnung relevanten Komponenten des Prüfaufbaus sowie die Randbedingungen der Prüfung ab, um das induktiv erzeugte Temperaturfeld berechnen zu können. Ein transientes Temperaturfeld ergibt sich aus der automatisierten Kopplung zweier Berechnungsverfahren. Hierfür kommt ein global übergeordnetes Skript zum Einsatz, das durch eine präzise Beschreibung der Schnittstellen softwareseitige Einschränkungen in der wechselseitigen Kommunikation der einzelnen Modelle umgeht. Durch diese gegenseitige Einflussnahme ergibt sich ein transientes Temperaturfeld, das als Belastungsgröße in eine Lebensdauerabschätzung einfließen kann.

Über diesen Anwendungsfall hinaus kann die Prozesskette in Bezug auf die Prüfkomponten variabel implementiert werden, indem eine andere Induktor- beziehungsweise Spulengeometrie eingesetzt oder die Probengeometrie variiert wird. So kann die Berechnungsmethodik an unterschiedliche Anwendungsfälle hochfrequenter, induktiver Erwärmung angepasst werden. Des Weiteren können unterschiedliche Legierungszusammensetzungen oder Werkstoffklassen bei Anpassung des Werkstoffmodells bewertet werden. Auch der Prüfaufbau ist so ausgelegt, dass unterschiedliche Werkstoffe und Probengeometrien geprüft werden können. Dies ermöglicht neben einem Variantenvergleich auch die Übertragbarkeit auf andere Bauteile oder Baugruppen. Zu beachten ist jedoch, dass jeder Werkstoff andere elektrische Leitfähigkeiten aufweist, sodass zunächst untersucht werden muss, welche Versuchsparameter angewendet werden müssen, um die vom Bauteil abgeleiteten Anforderungen erfüllen zu können.

Während des Belastungszyklus dehnt sich das erwärmte Probenmaterial aus. Dieser Effekt wird in der Berechnung nicht abgebildet. Im Versuch ergibt sich dadurch eine geringfügige Abstandsänderung zwischen der Probe und dem Induktor, wohingegen dieser Abstand im numerischen Modell als konstant angenommen wird. Um das Simulationsmodell weiter zu optimieren, kann der Abstand variabel und zeitabhängig berücksichtigt werden. Alternativ könnte eine Distanzmessvorrichtung am Induktor in den Prüfaufbau integriert werden, sodass die Position des Induktors geregelt und die Wärmeausdehnung ausgeglichen wird. An die komplexe Geometrie der mäanderförmigen Spule mit Ummantelung aus ferritischem Material werden hohe Toleranzanforderungen gestellt, da die Oberflächengüte des Induktors sich signifikant auf das induzierte Temperaturfeld

auswirkt. Durch Planschleifen der Induktoroberfläche kann nur bedingt diesem Einfluss entgegen gewirkt werden, da die Spulengeometrie eine sehr geringe Wandstärke vorsieht. Eine alternative Möglichkeit stellt die Induktorfertigung mithilfe des 3D-Drucks dar. Untersuchungen an einem Beispielinduktor zeigen jedoch, dass das gedruckte Material andere Werkstoffeigenschaften aufweist als der ursprüngliche Induktor und die Zieltemperaturen nicht erreicht werden können, sodass die Anwendbarkeit dieses Verfahrens in weiteren Untersuchungen bewertet werden kann.

Ein weiteres Kriterium für die dauerhafte Funktionstüchtigkeit des Induktors ist die Sicherung des Wärmeüberganges zwischen Spule und ferritischem Material. Die beiden Komponenten werden mithilfe eines wärmeleitenden Klebers verbunden, der aufgrund seiner Viskosität und der geringen Spaltbreiten zwischen Spule und Konzentrator Fehlstellen ergeben kann. An diesen Stellen ist die Wärmeabfuhr aus dem Konzentrator über die Spulenzwände an das Kühlmedium behindert, sodass das ferritische Material kritische Temperaturen erreicht und beschädigt werden kann. Aus diesem Grund muss das Kühlsystem ausreichend dimensioniert und der Abstand zwischen Probe und Induktor präzise und reproduzierbar eingestellt werden. Durch eine Temperaturmessung an zwei besonders gefährdeten Stellen des Konzentrators wird die thermische Entwicklung des Materials überwacht und das Erreichen einer kritischen Temperatur als Abschaltkriterium für den Versuch eingestellt.

Der in den Kapiteln 5 und 6 beschriebene Prüfaufbau beinhaltet unterschiedliche Systemkomponenten, deren Kopplung sehr komplex ist. Hier werden beispielsweise sowohl ein Regler für die servohydraulische Prüfmaschine als auch ein Regler für den Induktionsgenerator integriert. Untersuchungen zu überlagerten rein mechanischen und thermomechanischen Belastungen können bereits mit diesem Prüfaufbau durchgeführt werden, Verbesserungspotenzial ergibt sich jedoch indem ein zentraler Regler sowohl den Induktionsgenerator als auch die Prüfmaschine anspricht und die Überlagerung der Belastungsarten somit in einem Programm verarbeitet wird.

Die Temperaturmessung zur Prüfstandsregelung während des Versuches erfolgt durch eine Bohrung im Induktor auf der lackierten Probenoberfläche. Die Prozesssicherheit der pyrometrischen Messung auf diese Art ist zeitaufwändig und bedarf aufgrund der Plastifizierung und der Wärmeausdehnung der Probe während des Versuches einer kontinuierlichen Überwachung.

Ein Ziel der Untersuchungen ist die Detektion der Rissinitiierung und die Verfolgung des Rissverlaufes. Hierzu müssen die Flächen der Probe, auf denen die Schädigung beobachtet werden soll, zugänglich sein. Über zwei Kamerasysteme wird während jedes Zyklus automatisiert jeweils eine Bildaufnahme der Probenoberfläche erzeugt. Somit kann der Zeitpunkt der Rissinitiierung bestimmt und das Fortschreiten des Risses aufgezeichnet werden. Durch die Plastifizierung wird die Rissdokumentation mithilfe des stark vergrößernden Fernfeldmikroskopes erschwert. Vorteilhaft jedoch ist dieses für die Ermittlung der Probenausdehnung während der Heizphase.

Um eine weitere Belastungskomponente aus dem motorischen Betrieb auf den Prüfling aufzubringen, kann eine Mittellast eingestellt werden. Diese simuliert die durch die Montage initiierten Spannungen und verringert sich unter thermischem Einfluss durch Kriecheffekte und Plastifizierung. Weiterhin können hier Werkstoffzustände untersucht werden und so der direkte Einfluss der Materialalterung auf die Anrisslebensdauer und gegebenenfalls auch auf die Rissgeschwindigkeit herausgestellt werden. Da sich innerhalb der Probe ein inhomogenes Temperaturfeld mit unterschiedlich großen Temperaturgradienten einstellt, altert die Probenoberfläche zuerst und schneller als das Innere der Probe. Hieraus ergibt sich innerhalb der Probe ein sehr inhomogener Alterungszustand. Diese ungleichmäßige Verteilung kann einen Einfluss auf die Rissausbreitungsgeschwindigkeit haben und sollte durch weitere Untersuchungen in der Berechnung Berücksichtigung finden, um so Lebensdauerpotenziale nutzen zu können. Da hier über den technischen Anriss hinaus geprüft und bewertet wird, kann das Bauteil gezielt dahingehend optimiert werden, dass vorhandene Lebensdauerpotenziale ausgeschöpft werden.

8 Zusammenfassung

Im Zylinderkopf führen wechselnde Betriebszustände zu einer Überlagerung thermischer, thermomechanischer und mechanischer Beanspruchungen. Besonders stark wirken sich diese auf die dünnwandigen Ventilstege aus und können unter verschärften Bedingungen eine Schädigung in diesen Bereichen hervorrufen. In der Bauteilauslegung ist aktuell der technische Anriss als Ausfallkriterium definiert. Hierdurch kann Lebensdauerpotenzial bis zum tatsächlichen Funktionsverlust des Bauteils ungenutzt bleiben. Zuvor müssen Kenntnisse über das Rissverhalten unter entsprechender Belastung erlangt werden. Da die Belastungssituation noch nicht vollständig beschrieben werden kann, wird ein Prüfkonzept zur Untersuchung der örtlichen Beanspruchungszustände entwickelt und in einem Berechnungsmodell abgebildet. Auf diese Weise kann die Belastung erzeugt, beschrieben und in nachfolgenden Untersuchungen verstanden werden, welche Vorgänge im Material ablaufen. Die hier gewonnenen Erkenntnisse und untersuchten Werkstoffeffekte dienen einer präzisen und effektiven Bauteilauslegung.

An das Prüfkonzept ergeben sich hohe Anforderungen, um die Ergebnisse auf das reale Bauteil zu übertragen. Folglich ist sowohl eine bauteilnahe Belastung des Prüfbereiches durch die einseitige Erwärmung und die Möglichkeit der zügigen Abkühlung als auch die Temperaturmessung in diesem Bereich zu berücksichtigen. Weiterhin wird die Rissverfolgung durch zwei Kamerasysteme gewährleistet. In der Literatur bestehen bereits einige Prüfkonzepte, die die Bauteilbelastung nachstellen. Hier wird der Energieeintrag eines Zylinderkopfes beispielsweise von [13] durch Gasbrenner eingebracht. Jedoch erschweren die Verzunderung der Bauteiloberfläche und die verdeckte Sicht auf die geschädigte Fläche die Bestimmung der genauen Risslänge. Folglich ergibt sich die Forderung ein zunderfreies Erwärmungsverfahren einzusetzen. [45] erzeugt die Erwärmung induktiv in einer Versuchsprobe, wobei hier kein direkter Einblick auf den seitlichen Prüfbereich ermöglicht wird. Weiterhin ist die Kühlsituation des Zylinderkopfes in der Probe nur stark vereinfacht abgebildet, indem die Kühlung nicht hinter der erwärmten Zone angeordnet ist, sondern außerhalb des Prüfbereiches. In dieser Arbeit werden sowohl eine Versuchsprobe als auch ein Prüfkonzept entwickelt, die den Anforderungen an die hierdurch erzeugte Belastungssituation gerecht werden. Weiterhin entsteht in dieser Arbeit eine Simulationprozesskette, die die thermische Belastung der Probe numerisch abbildet.

Die zentrale Komponente des Konzeptes ist der Prüfkörper, der neben geometrischen auch metallurgische und physikalische Eigenschaften erfüllen muss, um auf das Bauteil übertragbare Ergebnisse zu erzeugen. Aus diesem Grund wird zur Erstellung der Proben eine Kokille für den Schwerkraftkokillenguss entwickelt, die die Möglichkeit bietet die Werkstoffeigenschaften der Probe anzupassen, sodass sie denen eines Zylinderkopfes aus der

Legierung AlSi10Mg(Cu) entsprechen. Hierzu wird in Bezug auf das Gussteil ein besonderes Augenmerk auf die gerichtete Erstarrung ausgehend vom späteren Prüfbereich gelegt, sodass sich ein homogener Dendritenarmabstand (DAS) einstellt und Erstarrungsporosität vermieden wird. Durch ein gleichmäßiges Formfüllverhalten soll weiteren Fehlstellen vorgebeugt werden. Die Ergebnisse einer Formfüllsimulation werden für fünf Kokillenvarianten vorgestellt und die Entwicklung von einer konturnahen Gießform mit Porosität im Prüfbereich, Kaltlauf und inhomogenem DAS hin zu einem quaderförmigen Gussteil mit gutem Erstarrungsverhalten dargestellt. Aus dem entwickelten Gussteil können ebenfalls weitere Probenformen gefertigt werden. Während der Gießversuche werden die Gießparameter soweit optimiert, dass ein nahezu fehlerfreies Gussteil unter Einhaltung der geforderten metallurgischen und physikalischen Anforderungen prozesssicher gefertigt werden kann.

Der Prüfkörper wird in ein Prüfkonzept integriert, bei dem er einseitig induktiv erwärmt wird. Als Regelgröße dient die Oberflächentemperatur, die mithilfe eines Pyrometers gemessen wird. In den hier durchgeführten Untersuchungen werden unter Vorgabe konstanter Induktorstromstärken Einflussgrößen auf den Wärmeeintrag in die Probe herausgestellt und untersucht. Dabei wird deutlich, dass die größten Einflussfaktoren die Fertigungsgenauigkeit des Induktors in Bezug auf den Konzentradorüberstand sowie der Abstand zwischen der Spule und der Probe sind. Wird der Induktor während einer Versuchsreihe nicht ausgetauscht, kann dieser Einflussfaktor vernachlässigt werden. Um die Auswirkungen des Spulenabstandes von der Probe zu minimieren, wird zum einen ein Lineartrieb mit hoher Genauigkeit und zum anderen ein Abstandshalter entwickelt, der fest mit dem Induktor verbunden ist.

Die pyrometrische Temperaturmessung auf Aluminium und seinen Legierungen ist durch ihre geringen Emissionswerte sehr ungenau, sodass die Oberfläche der Probe lackiert und der Emissionswert gesteigert wird. Der Einfluss der Stromstärke auf die Temperaturentwicklung ist ebenfalls nicht zu vernachlässigen, da der Wärmeeintrag unmittelbar von der Stromstärke abhängt. Durch eine Optimierung der Regelparameter für jeden Abschnitt des Temperaturprofils wird dieser Einfluss jedoch gering gehalten. Die interne Probenkühlung mittels Kühlwasser übt einen eher globalen Einfluss auf das Temperaturfeld aus. Sie wirkt sich besonders zu Beginn der Heizphase auf die Steigung der Temperaturkurve aus. Bei zu starker Kühlung kann die Maximaltemperatur unter Umständen nicht erreicht werden, jedoch muss sie aktiv sein, um während der Abkühlphase steile Temperaturgradienten zu erzeugen.

Nachdem die Haupteinflussfaktoren auf das Messergebnis herausgestellt sind, werden die Randbedingungen für thermische Wechselbelastungen definiert und der Prüfaufbau darauf abgestimmt. Während der Untersuchung wird ein definiertes Temperaturprofil nachgefahren, wobei die Induktorstromstärke die erzeugte Probentemperatur regelt. Das Temperaturprofil gibt zwei grundlegende Phasen vor, die in dieser Form auch in der Berechnung definiert werden. Zunächst erfolgt die Aufheizphase, während der der Induktor direkt vor der Probe positioniert ist und die Oberfläche erwärmt. Darauf folgt

die Abkühlphase, während der der Induktor von der Probe abrückt und einer Kamera ermöglicht den Versuchsstatus zu dokumentieren, während die Probe eine Zugbelastung erfährt und der Riss geöffnet ist. Beide Phasen beinhalten neben der Aufheiz- und der Abkühlphase auch eine Haltezeit, wobei die Regelparameter jeweils separat optimiert werden.

Während dieser zyklischen, thermischen Belastung der Probenfrontseite setzt die Plastifizierung des Werkstoffes ein. Diese schreitet mit jedem Zyklus weiter fort, sodass sich eine gewellte Oberfläche mit einer Vielzahl an Mikrorissen einstellt. Einige der Risse wachsen bis zu einer Tiefe von etwa 1 mm in die Probe hinein und verharren. Der Referenzversuch wird bei Überschreiten der dreifachen Tiefe des technischen Anrisses angehalten und untersucht. Somit ist bewiesen, dass das entwickelte Prüfkonzzept für die Untersuchung thermomechanischer Beanspruchungen und deren Folgen geeignet ist.

Um die thermische Belastung der Versuchsprobe numerisch abzubilden, wird eine Simulationsprozesskette entwickelt, die sich aus einem elektromagnetischen und einem thermischen Berechnungsmodell zusammensetzt. Die Modelle sind miteinander gekoppelt und üben so einen wechselseitigen Einfluss aufeinander aus. Die Simulationsprozesskette findet für zwei Vorgehensweisen Anwendung. In der ersten Berechnungsvariante ist die Eingangsgröße des elektromagnetischen Modells ein konstanter Spulenstrom. Mithilfe dieses Modells wird ein Variantenvergleich mehrerer Spulengeometrien durchgeführt, um die optimale Spulengeometrie für die hier gestellten Anforderungen zu finden. Hierbei wird auch der Einfluss eines Konzentrators auf die sich in der Probe entwickelnde Verlustleistungsdichte untersucht, mit dem Ergebnis, dass eine mäanderförmige Spulengeometrie und der Einsatz eines Konzentrators für diesen Anwendungsfall zwingend notwendig sind, um ein homogenes Temperaturfeld zu erzeugen. Des Weiteren können die gemessenen Einflussparameter den berechneten thermischen Ergebnissen gegenübergestellt und bewertet werden. Hierbei stellt sich heraus, dass die Ergebnisse unter gleichen Randbedingungen gut übereinstimmen. Folglich kann das Modell grundlegend für die Berechnung der thermischen Wechselzyklen angewendet werden.

Die zweite Einsatzvariante der Simulationsprozesskette arbeitet mit einer zeitabhängigen Spulenstromstärke als Eingangsgröße. Diese wird während eines Versuches aufgezeichnet und die sich hierbei einstellende Proben temperatur mit der berechneten Proben temperatur unter Einsatz der Vorgabestromstärke verglichen. Die gemessenen und berechneten zyklischen Temperaturkurven stimmen gut überein, sodass das berechnete transiente Temperaturfeld als Belastungsgröße in eine Lebensdauerberechnung eingehen kann.

Folglich ist die Zielsetzung, eine induktive inhomogene Erwärmung eines bauteilnahen Prüfkörpers zur Erzeugung einer thermomechanischen Beanspruchung sowohl rechnerisch als auch experimentell übereinstimmend abzubilden, erfüllt. Somit können Untersuchungen unter thermischer Belastung mit einer präzisen Kenntnis über die lokale thermomechanische Beanspruchungssituation anschließen.

Literaturverzeichnis

- [1] Hammerschmidt, M.: *Entwicklung einer Methodik zur Lebensdauerabschätzung von Aluminiumgusszylinderköpfen unter transienter Thermomechanik mit überlagelter hochfrequenter Druckpulsation*, Dissertation, Karlsruher Institut für Technologie, 2017
- [2] Hammerschmidt, M. und Guirao Blank, A. und Hollunder, S. und Lang, K.H.: *Betriebsfestigkeit - Bauteile und Systeme unter komplexer Belastung: Belastungsanalyse am Aluminium-Zylinderkopf - Bewertung von Betriebszuständen und Abgleich mit der Simulation*, Deutscher Verband für Materialforschung und -prüfung e.V., Bericht Nr. 142, 2015
- [3] Köhler, E. und Flierl, R.: *Verbrennungsmotoren - Motormechanik, Berechnung und Auslegung des Hubkolbenmotors*, Vieweg und Teubner Verlag, 2011
- [4] Audi AG, *Service Training: Audi 1,4l-3-Zylinder-TDI-Motor Baureihe EA288*, Selbststudienprogramm Nr. 640, 2015
- [5] Scharf, S., *Neue Giessereitechnische Entwicklungen für Zylinderköpfe*, MTZ - Motorentechnische Zeitschrift, Nr. 4, S. 300 – 309, 2012
- [6] Knirsch, S. und Reustle, A. und Kämpfe, H. und Hahne, M.: *Anforderungen an Zylinderkopflegerungen für Hochleistungsmotoren*, Giesserei, Nr. 4, S. 103 – 109, 2003
- [7] Pischinger, S und Ecker, H.-J.: *Zukünftige Motoren - Anforderungen an Werkstoffe und Gießtechnik*, Giesserei, Nr. 5, S. 63 – 69, 2003
- [8] Klan, S.: *Beitrag zur Evolution von Aluminium-Gusslegierungen für warmfeste Anwendungen*, PhD thesis, Technische Universität Bergakademie Freiberg, 2004
- [9] Weiss, F. und Fuchs, H. A.: *Niederdruckgießen von Zylinderköpfen und Zylinderblöcken*, Giesserei-Praxis, Nr. 8, S. 129 – 137, 1990
- [10] Ostermann, F.: *Anwendungstechnologie Aluminium*, 2. Auflage, Springer Verlag Berlin Heidelberg, 2007
- [11] van Basshuyen, R. und Schäfer, F.: *Handbuch Verbrennungsmotor*, 7. Auflage, Springer Vieweg, 2015
- [12] Kalpakjian, S. und Schmid, S. R. und Werner, E.: *Werkstofftechnik*, 5. Auflage, Pearson Studium, 2011

-
- [13] Bischoff, T. und Rödling, S. und Stauder, B.: *Innovative Prüfmethodik zur Ermittlung der thermomechanischen Ermüdung an Zylinderköpfen*, Materials Testing, Nr. 54, S. 655 – 662, 2012
- [14] Deutsches Institut für Normung e.V.: *DIN EN 1706 Aluminium und Aluminiumlegierungen – Gussstücke – Chemische Zusammensetzung und mechanische Eigenschaften; Deutsche Fassung EN 1706:2010*, Dezember 2013
- [15] Kammer, C.: *Aluminium Taschenbuch 1*, 16. Auflage Aluminium-Verlag, 2009
- [16] Feikus, F. J.: *Optimierung von Aluminium-Silicium-Gusslegierungen für Zylinderköpfe*, Giesserei-Praxis, Nr. 2, S. 50 – 57, 1999
- [17] Jonason, P.: *Thermal Fatigue of Cylinder Head Alloys*, Transaction of the American Foundrymen's Society, Nr. 100, S. 601 – 607, 1992
- [18] Ross, E. und Maile, K.: *Werkstoffe für Ingenieure - Grundlagen*. Springer Verlag Berlin Heidelberg, 2002
- [19] Wang, Q. G. und Davidson, C. J.: *Solidification and Prediction Behavior of Al-Si-Mg Casting Alloys*, Journal of Materials Science, Nr. 36, S. 739 – 750, 2001
- [20] Dragulin, D. und Franke, R. und Hoffmann, O.: *Al-Si Druckgusslegierungen: Theoretische und praktische Aspekte – neue Entwicklungen*, Druckgusspraxis, Nr. 4, S. 164 – 166, 2007
- [21] Tenekedjiev, N., und Mulazimoglu, H. und Closset, B. und Gruzleski, J.: *Microstructures and Thermal Analysis of Strontium-Trated Aluminum-Silicon Alloys*, American Foundrymen's Society, S. 1 – 79, 1995
- [22] Tschirnich, M.: *Einsatz neuer Strategien bei der Werkstoffmodellierung von Aluminiumlegierungen in der Warmumformung*, Dissertation, RWTH Aachen, Shaker Verlag, 2006
- [23] Hetke, A. und Gundlach, R. B.: *Aluminium Casting Quality in Alloy 356 Engine Components*, Transaction of the American Foundrymen's Society, Nr. 102, S. 367 – 380, 1994
- [24] Altenpohl, D.: *Aluminium von innen: Das Profil eines modernen Metalles*, 5. Auflage Aluminium-Verlag, 2005
- [25] Klatt, W. und Kirchner, G. und Konzelmann, W.: *Aluminium Gusslegierungen*, Aluminium-Verlag, 1993
- [26] Heusler, L. und Schneider, W. und Stolz, M.: *Neue Untersuchungen zum Einfluss von Phosphor auf die Veredelung von Aluminium-Silicium-Gusslegierungen mit Natrium oder Strontium*, Giesserei-Praxis, Nr. 3, 1997

- [27] Klinkenberg, F.-J.: *Wasserstoff und Porosität in Aluminium*, Dissertation, RWTH Aachen, Giesel-Verlag, 1998
- [28] McDonald, S. D. und Dahle, A. K. und Taylor, A.: *Eutectic Grains in Unmodified and Strontium-Modified Hypoeutectic Aluminum-Silicon Alloys*, Metallurgical and Materials Transactions A, S. 1829 – 1837, 2004
- [29] Tensi, H. M. und Rösch, R.: *Beeinflussung von Gefüge und Festigkeit einer technischen Aluminium-Silicium-Gusslegierung*, Aluminium, Nr. 63, S. 634 – 640, 1993
- [30] Warmuzek, M.: *Aluminium - Silicon Casting Alloys - Atlas of Microfractographs*, ASM International, 2004
- [31] Zhang, D. L. und Zheng, L. H. und St. John, D. H.: *Effect of Solution Treatment Temperature on Tensile Properties of Al-7Si-0.3Mg (wt-%) alloy*, Material Science and Technology, Nr. 14, S. 619 – 625, 1998
- [32] Treitler, R.: *Vom Gießprozess zur Festigkeitsberechnung am Beispiel einer Aluminium - Magnesium - Druckgusslegierung*, Dissertation, Karlsruher Institut für Technologie, 2005
- [33] Yavari, P. und Langdon, T. G.: *An Examination of Breakdown in Creep by Viscous Glide in Solid Solution Alloys at High Stress Levels*, Acta Metallurgica, Nr. 30, S. 2181 – 2196, 1982
- [34] Illerich, J.: *Erstarrungsverhalten und Seigerungsentwicklung dendritisch erstarrender binärer Al-Si und ternärer Al-Si-Cu Legierungen*, Dissertation, RWTH Aachen, Shaker Verlag, 1997
- [35] Gießer, V. D.: *BDG-Richtlinie P220 - Bestimmung des Dendritenarmabstandes für Gussstücke aus Aluminium-Gusslegierungen*, BDG-Informationszentrum Giesserei, 2011
- [36] Steinbach, S.: *Einfluss von Strömungen auf die Entwicklung des Mikrogefüges bei der gerichteten Erstarrung von Al-Si und Al-Si-Mg Legierungen*, Dissertation, RWTH Aachen, 2005
- [37] Minichmayr, R. und Eichlseder, W.: *Lebensdauerberechnung von Gussteilen unter Berücksichtigung des lokalen Dendritenarmabstandes und der Porosität*, Giesserei, Nr. 5, 2003.
- [38] Minichmayr, R. und Eichlseder, W.: *Ermüdung von Aluminium-Gusslegierungen unter Berücksichtigung der Gefügemerkmale Dendritenarmabstand und Porosität*, Giesserei-Rundschau, Nr. 51, S. 14 – 17, 2004
- [39] von Kaune, V.: *Aushärtung von Aluminiumlegierungen*, FG Physikalische Metallkunde, Technische Universität Darmstadt, 2015

- [40] Altenpohl, D.: *Aluminium und Aluminiumlegierungen*, Springer Verlag Berlin Heidelberg, 1965
- [41] Vasudevan, A. K. und Doherty, R. D.: *Aluminum Alloys - Contemporary Research and Applications*, Nr. 31. Academic Press, 1989
- [42] Zolotarevsky, V. und Belov, N. und Glazoff, V.: *Casting Aluminum Alloys - Chapter One: Alloying Elements and Dopants: Phase Diagrams*, Elsevier Science, 2008
- [43] Gottstein, G.: *Physikalische Grundlagen der Materialkunde*. Springer Verlag Berlin Heidelberg, 1998
- [44] Beck, T.: *Isothermes und thermisch-mechanisches Ermüdungsverhalten Al_2O_3 (Saffil) kurzfaserverstärkten Aluminium-Gußlegierungen für Verbrennungsmotoren*, Dissertation, Universität Karlsruhe (TH), 2000
- [45] Riedler, R. und Leitner, H. und Prillhofer, B. und Winter, G. und Eichlseder, W.: *Lifetime Simulation of Thermo-Mechanically Loaded Components*, Meccanica, Nr. 42, S. 47 – 59, 2007
- [46] Danzer, R.: *Lebensdauerprognose hochfester metallischer Werkstoffe im Bereich hoher Temperaturen*, Gebrüder Bornträger Berlin, 1988
- [47] Richard, H. A. und Sander, M.: *Ermüdungsrisse - Erkennen, sicher beurteilen, vermeiden*, 2. Auflage, Springer Verlag Berlin Heidelberg, 2012
- [48] Krupp, U.: *Fatigue crack propagation in metals and alloys*. Willey - VCH Weinheim, 2007
- [49] Polak, J.: *Plastic strain-controlled short crack growth and fatigue life*, International Journal of Fatigue, Nr. 27, S. 1192 – 1201, 2005
- [50] Riedel, H.: *Fracture at High Temperatures*, Springer Verlag Berlin Heidelberg, 1987
- [51] Eichlseder, W. und Winter, G. und Minichmayr, R. und Riedler, M.: *Comparison of Energy-Based and Damage-Related Fatigue Life Models for Aluminium Components Under TMF Loading*, InTech, 2011
- [52] Larráyoiz Izcara, X.: *Characterization and modeling of the influence of the ageing treatment on the precipitation process and the mechanical behavior of the Al-Si10Mg(Cu) aluminum alloy*, Dissertation, Technische Universität Hamburg-Harburg, 2016
- [53] Technische Universität Dresden: <http://tu-dresden.de/ing/maschinenwesen/iet/tea/die-professur/technische-ausstattung/versuchsanlagen/mini-proben-pruefsystem/>, Institute of Power Engineering. Mini Specimen Test Rig, Stand: 06. April 2016
- [54] eifeler Lasertechnik: <http://www.eifeler.com/leistungen/lasertechnik/> Stand: 06. April 2016

- [55] Laser Community: <http://www.laser-community.com/en/induction-meets-laser/>, The Laser Magazine from TRUMPF, Stand: 10. Oktober 2016
- [56] Beck, T. und Löhe, D. und Luft, J. und Henne, I.: *Damage Mechanisms of Cast Al-Si-Mg Alloys Under Superimposed Thermal-Mechanical Fatigue and High-Cycle Fatigue Loading*, Materials Science and Engineering, S. 184 – 192, 2007
- [57] Riedler, M. und Eichlseder, W.: *Effects of Dwell Time on Therm-Mechanical Fatigue*, MP Materialprüfung, S. 577 – 581, 2004
- [58] Azadi, M. und Winter, G. und Farrahi, G. H.: *Comparison Between Isothermal and Non-Isothermal Fatigue Behavior in a Cast Aluminium-Silicon-Magnesium Alloy*, Strength of Materials, Vol. 47, Nr. 6, S. 840 – 848, 2015
- [59] Beck, T. und Henne, I. und Löhe, D.: *Lifetime of Cast AlSi6Cu4 under Superimposed Thermal-Mechanical Fatigue and High-Cycle Fatigue Loading*, Materials Science and Engineering, S. 382 – 386, 2008
- [60] Rudnev, V. und Loveless, D. und Cook, R. und Black, M.: *Handbook of Induction Heating*, Marcel Dekker, Inc., 2003
- [61] Baake, E.: *Grundlagen und Anwendungen elektrothermischer Verfahren - Folge 1: Induktive Erwärmung*, elektrowärme international, Nr. 1, S. 49 – 51, 2009
- [62] Benkowsky, G.: *Induktionserwärmung - Härten Glühen Schmelzen Löten Schweißen*, Verlag Technik GmbH Berlin, 1990
- [63] Blümhuber, W.: *Eigenstressungen in druckgegossenen Aluminium-Zylinderkurbelgehäusen*, Forschungsbericht Band 16, TU München, Lehrstuhl für Umformtechnik und Gießereiwesen, 2002
- [64] Peter, H.-J.: *Bewertung (Darstellung) des Werkzeugs Induktionsspule*, Deutscher Verband für Schweißen und verwandte Verfahren e.V. - Berichte Band 212, 2001
- [65] Mallwitz, R.: *Analyse von Wirbelstromsignalen mit problemangepaßten Funktionen für die zerstörungsfreie Materialprüfung*, kassel university press gmbh, Universität Kassel, 2000
- [66] Cerbe, G. und Wilhelms, G.: *Technische Thermodynamik - Theoretische Grundlagen und praktische Anwendung*, Carl Hanser Verlag, München, 2011
- [67] Verein Deutscher Ingenieure e.V.: *VDI 2055: Wärme- und Kälteschutz von betriebstechnischen Anlagen in der Industrie und in der Technischen Gebäudeausrüstung*, 2010
- [68] Kuchling, H.: *Taschenbuch der Physik*, 20. Auflage. Carl Hanser Verlag, München, 2010

- [69] Deutsches Institut für Normung e.V.: *DIN EN ISO 12241:2008-11 Wärmedämmung an haus- und betriebstechnischen Anlagen - Berechnungsregeln; Deutsche Fassung ISO 12241:2008*, November 2008
- [70] Stephan, P. und Kabelac, S. und Kind, M. und Martin, H. und Mewes, D. und Schaber, K.-H.: *VDI-Wärmeatlas*, 11. Auflage. 2013
- [71] Tewald, A. und Walther, T.: *Simulation der Induktionserwärmung beim Kunststoffspritzguss*, Beitrag zum 15. CAD-FEM Users Meeting (U. S. Institut für Konstruktion und Fertigung in der Feinwerktechnik, ed.), 1997
- [72] Trumpf Hüttinger GmbH und Co. KG: *Technische Dokumentation: TruHeat HF 3010*, 2015
- [73] Fiedler, A.: *Einfluss des Werkstoffzustandes auf das Wärmebehandlungsergebnis beim induktiven Randschichthärten*, Dissertation, Technische Universität Darmstadt, 2013
- [74] Brunst, W.: *Die induktive Wärmebehandlung - Unter besonderer Berücksichtigung des Härtens der Stähle*, Springer Verlag Berlin Heidelberg, 1957
- [75] Ansys Inc.: *Maxwell Online Help*, Ansys Electromagnetics Suite 18.0, 2016
- [76] Ansys Inc.: <https://support.ansys.com/AnsysCustomerPortal/>, User's Guide - Maxwell 3D, Ansys Customer Portal, Stand: 23.04.2014
- [77] Neumaier, N.: *Zur Optimierung der Verfahrensauswahl von Kalt-, Halbwarm- und Warmmassivumformverfahren*, Dissertation, Institut für Umformtechnik und Umformmaschinen der Universität Hannover, 2003
- [78] Campbell, J.: *Complete Casting Handbook*, Elsevier Ltd., 2011
- [79] Nielsen, F.: *Gieß- und Anschnitttechnik-Grundlagen und Anwendung einer Methode*, Giesserei-Verlag GmbH Düsseldorf, 1982
- [80] Vogel, G.: *Gießereitechnik Formeln*, Verein Deutscher Giessereifachleute e.V.
- [81] Romankiewicz, F. und Romankiewicz, R.: *Kornfeinung und Veredelung von AlSi11-Legierungen*, Sonderbänder der praktischen Metallographie, Nr. 36, S. 505 – 510, 2004
- [82] Deutsches Institut für Normung e.V.: *DIN EN ISO 6506: Metallische Werkstoffe - Härteprüfung nach Brinell (Teil 1-4)*, 2015
- [83] Deutsches Institut für Normung e.V.: *DIN 50125: Prüfung metallischer Werkstoffe - Zugproben*, 2004
- [84] Hering, E. und Matrin, R.: *Photonik - Grundlagen, Technologie und Anwendung*, Springer Verlag Berlin Heidelberg, 2006

- [85] Hartmann, J. und Bernhard, F.: *Strahlungstemperaturmessung in Handbuch der Technischen Temperaturmessung*, Kap. 13, Springer Verlag Berlin Heidelberg, 2014
- [86] Verein Deutscher Ingenieure e.V.: *VDI/VDE 3511: Technische Temperaturmessung - Strahlungsthermometrie*, 2011
- [87] Deutsches Institut für Normung e.V.: *DIN 5031 Strahlungsphysik im optischen Bereich und Lichttechnik, Benennung der Wellenlängenbereiche*, Nr. 7, 1984
- [88] Autorenkollektiv IMAC Infrared GmbH: *Pyrometer Handbuch*, 2004
- [89] Meschede, D.: *Gerthsen Physik*, Kap. Strahlungsfelder, Springer Verlag Berlin Heidelberg, 2010
- [90] Sensortherm GmbH Infrarot Mess- und Regelungstechnik, *Technisches Datenblatt - Metis MP23 / MP25*, August 2014