



Abschlussbericht zum Forschungsprojekt:

Gießtechnische Ansätze zur Steigerung des Wirkungsgrads von Elektromotoren

von

Joshua Bissels, Wirt-Ing. M.Sc.
(PINTER GUSS GmbH)

Georg Fuchs, M.Sc., Constantin Bauer, M.Sc.
(Technische Universität München)

Dr. Konrad Weiß
(RWP GmbH)



DBU-Aktenzeichen: 34988/01-21/2

Deggendorf, 02.08.2024

06/02			
Projektkennblatt der Deutschen Bundesstiftung Umwelt			
Az	34988/01-21/2	Referat	21
Fördersumme		630.963 €	
Antragstitel	Gießtechnische Ansätze zur Steigerung des Wirkungsgrads von Elektromotoren		
Stichworte	Asynchronmotor, Kurzschlussläufer, Schwerkraftguss, Niederdruckguss, Wirkungsgrad, Ringkernmessungen		
Laufzeit	Projektbeginn	Projektende	Projektphase(n)
36 Monate	09. Oktober 2019	10. August 2023	I
Zwischenberichte	25.08.2020 Kurzbericht 30.01.2022 Kurzbericht	28.01.2021 Kurzbericht 24.02.2023 Kurzbericht	27.07.2021 Kurzbericht
Bewilligungsempfänger	Pinter Guss GmbH Brunnwiesenstraße 2 94469 Deggendorf Tel.: 0991 320 18-0 Email: felix.jaruszewski@pinterguss.de	Tel 099132018861 Fax 09913201820 Projektleitung Dipl.-Ing. Felix Jaruszewski Bearbeiter Wirt.-Ing. M.Sc. Joshua Bissels	
Kooperationspartner	RWP-Simtec GmbH, Bundesstrasse 77, 52159 Roetgen Technische Universität München – Lehrstuhl für Umformtechnik und Gießereiwesen, Walther-Meißner Straße 4, 85748 Garching		
Zielsetzung und Anlass des Vorhabens			
Die übergeordnete Zielsetzung des Forschungsprojektes war die Entwicklung von Gießverfahren zur verbesserten Herstellung von gegossenen Rotoren für Asynchronmotoren und die Betrachtung der Einflüsse der Gießparameter auf den Wirkungsgrad der Rotoren.			
Darstellung der Arbeitsschritte und der angewandten Methoden			
Im Projekt wurden im ersten Schritt Voruntersuchungen bezüglich des Zusammenspiels zwischen Schmelze und Elektroblech durchgeführt. Hierbei erfolgten Untersuchungen zum Wärmeübergang mit Elektroblechen im Gießsystem, zur Füllung stabförmiger Geometrien sowie Vorversuche zur Gießbarkeit der erarbeiteten Testgeometrie im Sandguss. Anschließend wurden die Gießversuche durchgeführt sowie mögliche Einflussgrößen auf die Rotoreigenschaften sowohl separat als auch im Gießprozess betrachtet.			
<u>Isolierte Betrachtung der Einflussfaktoren auf die magnetischen Eigenschaften:</u> Zur Untersuchung der Einflüsse des Gießprozesses auf die magnetischen Eigenschaften wurden zunächst Versuche mit den einzelnen Einflussfaktoren nachgestellt. Die magnetischen Eigenschaften wurden mittels Ringkernmessungen ermittelt und die Messungen am IEM der RWTH Aachen beauftragt. Zunächst			

wurde der Temperatureinfluss im Gießprozess auf die Elektrobleche untersucht. Anschließend wurde der Einfluss eingebrachter Spannungen auf die magnetischen Eigenschaften des Elektroblechs analysiert.

Gießversuche:

Die Gießversuche im Schwerkraftguss wurden durch PINTER GUSS durchgeführt und die Versuche im Niederdruckguss durch das utg der TUM. Dabei wurden soweit möglich vergleichbare Versuchsräume für die Parameter Legierungszusammensetzung, Schmelztemperatur, Werkzeugtemperatur und Füllgeschwindigkeit verwendet. Die Versuchsrotoren wurden anschließend für die Durchführung von elektromagnetischen Messungen hergerichtet.

Analyse der Versuchsabgüsse:

Die gegossenen Versuchsgeometrien wurden auf ihre magnetischen Eigenschaften, die Porositätsneigung und sonstige Gießfehler untersucht. Die magnetischen Eigenschaften wurden wie die Proben in den Versuchen zu den isolierten Prozessparametern mittels Ringkernmessungen am IEM der RWTH Aachen untersucht. Für die Porositätsanalyse wurden Schlifffanalysen und CT-/Röntgenmessungen durchgeführt. Schließlich wurde noch die Gießbarkeit einer Serienrotorgeometrie mit dem Niederdruckgießverfahren betrachtet.

Simulationsmodell magnetischer Eigenschaften:

Auf Basis der Ergebnisse wurde durch den Partner RWP GmbH ein Modell zur Simulation magnetischer Kennwerte entwickelt.

Ergebnisse und Diskussion

Untersuchung des Einflusses von Temperatureinwirkung auf die magnetischen Eigenschaften der Elektrobleche:

Um den Einfluss des Gießprozesses auf die magnetischen Eigenschaften der Bleche bewerten zu können, wurden zunächst Referenzmessungen an mehreren unbehandelten Blechen durchgeführt. Die Bleche wiesen keine signifikanten Abweichungen der magnetischen Eigenschaften auf.

Um eine separierte Betrachtung des Temperatureinflusses beim Gießen auf die magnetischen Eigenschaften der Elektrobleche zu ermöglichen, wurden Wärmebehandlungsversuche an Blechstapeln und Einzelblechen durchgeführt. In einem ersten Versuch wurden dabei insgesamt sechs Blechstapel bei verschiedenen Temperaturen für unterschiedlich lange Zeit jeweils einer konstanten Temperatur ausgesetzt und anschließend bei Raumtemperatur abgekühlt. Es zeigte sich, dass durch die Wärmebehandlung die Schwankungsbreite der Eisenverluste erhöht wird, jedoch kein eindeutiger Zusammenhang zwischen den Eisenverlusten und der Haltetemperatur bzw. Haltedauer vorhanden ist. Unter Betrachtung der Hystereseverluste wiesen die mit 60 min. am längsten wärmebehandelten Blechstapel ein Einsetzen der Sättigung bei höheren Feldstärken auf, wodurch sich in diesem Bereich eine Reduzierung der Hystereseverluste ergibt.

Um eine Ursache für die Veränderungen der magnetischen Eigenschaften zu ermitteln, wurden im Anschluss Eigenspannungsmessungen vor und nach Wärmebehandlung von Blechstapeln mittels der Bohrlochmethode durchgeführt. Dabei konnte eine Reduzierung der Eigenspannungen in dem Blech durch die Wärmebehandlung festgestellt werden. Eine Untersuchung der Härte der Bleche im Bereich der Schneidkante zeigte hingegen keine Beeinflussung durch die Wärmebehandlung, wobei die Bleche nicht als Stapel, sondern einzeln wärmebehandelt wurden. In einem separaten Versuch wurden zudem Röntgendiffraktometriemessungen, eine Analyse der metallographischen Textur sowie Ringkernmessungen an einzeln wärmebehandelten Blechen durchgeführt. In dem Versuch konnte keine Beeinflussung der magnetischen Eigenschaften durch die Wärmebehandlung festgestellt werden. Gleichzeitig konnte auch keine Änderung der Eigenspannungen und der metallographischen Textur ermittelt werden. Als mögliche Ursache für die variierenden Ergebnisse in den Versuchen werden die unterschiedlichen Abkühlraten bei der Wärmebehandlung von Blechstapeln im Vergleich zu Einzelblechen angesehen, sodass nur bei der Wärmebehandlung von Blechstapeln eine Reduzierung der Hystereseverluste ermittelt wurde.

Untersuchung des Einflusses eingebrachter Spannungen auf die magnetischen Eigenschaften der Elektrobleche:

Neben der Temperatureinwirkung stellt das Aufschumpfen des Aluminiumkäfigs auf den Blechstapel eine weitere mögliche Beeinflussung der magnetischen Eigenschaften der Bleche dar. Um die Druckaufbringung durch den Kurzschlusskäfig nachstellen zu können, wurden Versuche zur separaten Spannungsbelastung der Bleche durchgeführt. Hierfür wurde eine Federkonstruktion zur Aufbringung einer axialen Belastung an einem Blechstapel angebracht. Bezüglich der Ummagnetisierung konnte nur eine geringe Beeinflussung durch die aufgebrachten Druckspannungen ermittelt werden. Es zeigt sich jedoch eine Tendenz, dass mit zunehmender Spannung unterhalb einer maximalen Feldstärke von ungefähr 750 A/m eine Erhöhung der maximalen Polarisierung stattfindet, während oberhalb von ungefähr 750 A/m die maximale Polarisierung geringer wird. Bezüglich der Eisenverluste ist hingegen eine deutliche Reduktion bei zunehmendem Spannungsniveau zu erkennen.

Magnetische Untersuchung der gegossenen Rotoren:

Nach der separierten Betrachtung der möglichen Einflüsse auf die magnetischen Eigenschaften der Blechpakete wurden schließlich auch die gegossenen Rotoren magnetisch untersucht. Die Ergebnisse der schwerkraftgegossenen Rotoren zeigen eine geringe Abweichung zu der jeweils dargestellten Referenzmessung. Diese Abweichung ist auf den Magnetfluss durch den gegossenen Aluminiumkäfig zurückzuführen. Eine ähnliche Tendenz ist auch bei den niederdruckgegossenen Rotoren zu erkennen, wobei in diesem Fall eine leicht erhöhte Schwankung der Ergebnisse vorhanden ist. Bezüglich der Abweichungen der Messungen untereinander ist allerdings kein eindeutiger Trend erkennbar.

Schließlich wurde noch eine Wärmebehandlung an den zuvor bereits magnetisch untersuchten schwerkraftgegossenen Rotoren durchgeführt. Die Verläufe entsprechen dabei den Ergebnissen vor der Wärmebehandlung. Eine mögliche Ursache ist die Behinderung einer Spannungsreduktion durch den umgossenen Aluminiumkäfig, der damit eine Reduktion der Hystereseverluste verhindert.

Zusammengefasst ergibt sich aus den Messungen, dass in keinem der Versuche eine Verschlechterung der magnetischen Eigenschaften zu beobachten war. Durch eine zusätzliche Druckbeaufschlagung sowie durch eine zusätzliche Wärmebehandlung vor dem Abguss bei ausreichend langsamer Abkühlung besteht zudem die Möglichkeit einer Verbesserung der magnetischen Eigenschaften der Rotoren.

Porosität der Gießversuche:

Zur Untersuchung der Porosität wurden CT-Messungen an im Schwerkraftkokillenguss gefertigten Versuchsabgüssen durchgeführt. Abgesehen von einer Mikrolunkerung konnten keine signifikanten Porengrößen oder -verteilungen festgestellt werden. Zusätzlich zu den CT-Messungen an den schwerkraftgegossenen Rotoren wurden Schlifffbilder von niederdruckgegossenen Rotoren sowie eines serienmäßig druckgegossenen Rotors durchgeführt. Die Auswertung eines niederdruckgegossenen Versuchsrotors bestätigt die Ergebnisse aus den CT-Messungen. Lediglich eingeschwemmte Oxide führten zu größeren Defekten. Die anteilige Fläche der Fehlstellen liegt im Mittel bei 0,29 %.

Bezüglich der Realgeometrie weist der im Druckgießverfahren gegossene Rotor eine signifikant höhere Fehlstellenfläche im Vergleich zu dem vom Konsortium hergestellten Rotor auf. Die Form deutet auf Luft- und Oxideinschlüsse aus dem Gießprozess hin. Runde Porenvolumina, wie sie durch Wasserstoffporen entstehen können, sind nur in sehr geringer Größenordnung zu erkennen. Die Ringe des Rotors aus dem Druckgießverfahren weisen an diversen Stellen Risse auf. Diese Problemstellung wurde im Niederdruckguss durch eine Kornfeinung mit 0,1% Ti und 0,02% B behoben. Die Analysen zeigen für die im Druckguss gefertigte Realgeometrie eine Fehlstellenfläche in den Schnittebenen der Stäbe zwischen 3,5 und 5,6 %, während der niederdruckgegossene Rotor nur eine Fehlstellenfläche von 0,1 bis 0,6 % aufweist. In den Kurzschlussringen liegt die Fehlstellenfläche zwischen 10,3 und 13,1 % im druckgegossenen Rotor bzw. zwischen 0,02 und 1,4 % im niederdruckgegossenen Rotor.

Rotorerprobung:

Um eine Aussage über den Einfluss auf die Motorkennlinie durch Verwendung des niederdruckgegossenen Rotors treffen zu können, wurden Motorprüfstandsmessungen mit druckgegossenem und niederdruckgegossenem Rotor durchgeführt. Es zeigte sich, dass der Motor mit niederdruckgegossenem Rotor bis 2500 1/min ein höheres Drehmoment aufweist als mit druckgegossenem Rotor, jedoch oberhalb von 2500 1/min unter die Werte mit druckgegossenem Rotor abfällt. Das Verhalten deutet unter Betrachtung

der Spannungs- und Stromverläufe auf einen erhöhten elektrischen Gesamtwiderstand unter Verwendung des niederdruckgegossenen Rotors hin.

Eine Analyse der möglichen Einflussgrößen auf die ermittelten Drehmomentverläufe ergab, dass eine höhere Leitfähigkeit der im niederdruckgegossenen Rotor verwendeten Legierung sowie der geringere Fehlstellenanteil im niederdruckgegossenen Rotor durch eine abweichende Blechgeometrie überkompensiert wird. Ohne zusätzliche Simulation der beiden Konfigurationen ist somit anhand der Motorprüfstandsmessungen keine Aussage über die Drehmoment- bzw. Wirkungsgradunterschiede durch Verwendung des Niederdruckgießverfahrens möglich.

Öffentlichkeitsarbeit und Präsentation

25.11.2021, Fuchs G., Tagungsbeitrag auf der Barbaratagung des Fraunhofer IGCV in München unter dem Titel „Gießtechnische Ansätze zur Steigerung des Wirkungsgrads von Elektromotoren“

27.04.2023; Fuchs G., Bissels J., Konferenzbeitrag auf dem österreichischer Gießereitag in Schladming unter dem Titel „Gießtechnische Ansätze zur Steigerung der Effizienz von Elektromotoren“

21.03.2024, Fuchs G., Bissels J., Konferenzbeitrag auf der World Magnetic Konferenz in Augsburg unter dem Titel „Gießtechnische Ansätze zur Steigerung der Effizienz von Elektromotoren“

06.06.2024, Fuchs G., Konferenzbeitrag auf der Production Technologies and Systems for E-Mobility Konferenz in Bamberg unter dem Titel „Efficiency Increase of Asynchronous Motors using Casting Technology Approaches“

Fazit

Im Rahmen des Projekts wurden die Einflussfaktoren des Prozessschritts des Gießens eines Kurzschlusskäfigs auf die Eigenschaften des Rotors untersucht. Die durchgeführten Untersuchungen haben gezeigt, dass die Temperaturbelastung im Gießprozess keine signifikante Veränderung der magnetischen Eigenschaften des Rotors bewirkt. Die Fertigung von Rotoren für Asynchronmotoren kann sowohl im Schwerkraft- als auch im Niederdruckguss erfolgen. Die Höhe der Rotoren kann durch eine geschickte Einstellung des Temperaturgradienten und der Gießtechnik erweitert werden. Für größere Stablängen sind die Verfahren jedoch durch den nicht vorhandenen oder geringeren Nachdruck begrenzt.

Das Konsortium demonstrierte, dass die Fertigung von Rotoren für Asynchronmotoren im Niederdruck- und Schwerkraftguss möglich ist. Mit einem Außendurchmesser von 35 mm und einer Höhe von 48 mm des Rotors sowie einer Dicke der Leiterstäbe zwischen 0,7 und 3,5 mm konnte ein Demonstrator mit extremen gießtechnischen Herausforderungen erzeugt werden. Im Vergleich zu einem im Druckgießverfahren gefertigten Rotor konnte eine deutlich verbesserte Gussqualität erzielt werden. Im Vergleich zum Druckguss konnte der mittlere Fehlstellenanteil von 7,7 % auf 0,5 % reduziert werden. Dies sollte zu einer Reduzierung des elektrischen Widerstands führen, was wiederum zu einer Verringerung der Energieverluste und Abwärme im Rotor führt.

Die Ergebnisse zeigen das Potential zur Herstellung von Rotoren mittels Schwerkraft und Niederdruckguss auf. Bei mindestens gleichbleibenden magnetischen Eigenschaften im Vergleich zum Druckguss sind die Verfahren aufgrund der deutlich geringeren Werkzeugkosten eine wirtschaftlich interessante Alternative zum Druckguss oder der integralen Bauweise von Asynchronrotoren.

Umweltrelevanz

In Deutschland ist wie in der gesamten Europäischen Union der Betrieb von Elektromotoren für ca. 50 % des Stromverbrauchs verantwortlich, was im Jahr 2007 insgesamt 302 TWh entsprach. In der deutschen Industrie liegt der Anteil von Elektromotoren am Stromverbrauch bei ca. 68 %, wovon etwa 90 % auf

Asynchronstrommotoren entfallen, die Gegenstand des vorliegenden Projekts sind. Aufgrund der großen Anzahl an Elektromotoren, die sich weltweit und auch in Deutschland im Einsatz befinden, hat jegliche Verbesserung im Wirkungsgrad enormes Potential, den Energiebedarf und damit die Nutzung fossiler Ressourcen zu senken. So verringert eine Wirkungsgradsteigerung aller in Deutschland im Einsatz befindlicher Elektromotoren von 0,5 % den jährlichen Strombedarf um etwa 1,5 TWh. Dies entspricht in etwa 0,2 % des gesamten Stromverbrauchs in Deutschland oder ca. 0,6 % des in Deutschland produzierten Kohlestroms (Statistisches Bundesamt 2019). Aus den genannten Zahlen gehen die Bedeutung des Asynchronmotors und der Grund für seine große Verbreitung hervor. Somit entsteht ein erhebliches Potential zur Einsparung an Ressourcen durch eine zielgerichtete Verbesserung des aktuell geringen Wirkungsgrads. (Plötz und Eichhammer 2011)

Des Weiteren sorgen Sekundäreffekte für weitere Ressourceneffizienz in Produktion und Betrieb. Durch eine Erhöhung der Materialausnutzung im Motor lässt sich dessen Gewicht und Baugröße reduzieren. Als direkte Auswirkung werden in der Produktion weniger Rohmaterial und Energie zu dessen Verarbeitung benötigt. In der Anwendung sinkt beispielsweise das Fahrzeuggewicht mit den entsprechenden Folgen für dessen Energiebedarf.

Die Versuchsergebnisse zeigen, dass die Herstellung von Asynchronrotoren sowohl im Schwerkraftguss als auch im Niederdruckguss möglich ist. Durch die gewählten Verfahren konnten im Vergleich zum Druckguss deutlich verbesserte Gussqualitäten des Kurzschlusskäfigs erreicht werden. Dadurch ist es möglich, bei gleichbleibender Motorgröße einen geringeren Rotorwiderstand zu erreichen, was bei theoretischer Betrachtung zu einem geringeren Kippschlupf und somit bei gleichem Drehmoment zu einer Reduzierung der Rotorverluste führt (Bolte 2018, S. 346–348).

Literatur

Bolte, Ekkehard (2018): Asynchronmaschinen – Stationärer Betrieb. In: Ekkehard Bolte (Hg.): Elektrische Maschinen, Bd. 49. Berlin, Heidelberg: Springer Berlin Heidelberg, S. 291–369.

Plötz, P.; Eichhammer, W. (2011): Zukunftsmarkt Effiziente Elektromotoren. Karlsruhe.

Statistisches Bundesamt. https://www.destatis.de/DE/Themen/Branchen-Unternehmen/Energie/Erzeugung/_inhalt.html (2019). Online verfügbar unter https://www.destatis.de/DE/Themen/Branchen-Unternehmen/Energie/Erzeugung/_inhalt.html.

Inhaltsverzeichnis

Projektkennblatt.....	2
1 Abbildungsverzeichnis.....	8
2 Tabellenverzeichnis.....	11
3 Zusammenfassung.....	12
4 Einleitung.....	13
5 Untersuchung der gießtechnischen Einflüsse auf den Rotor.....	14
5.1 Projektziele.....	14
5.2 Definition Versuchsgeometrie und Blechfertigung.....	14
5.2.1 Arten von Elektroblechbeschichtungen.....	15
5.2.2 Vorversuch zum Wärmeübergang zwischen Schmelze und Elektroblech	15
5.2.3 Vorversuch zur Bestimmung des Stabdurchmessers der	
Versuchsgeometrie.....	18
5.2.4 Definition der Versuchs- und Realgeometrie.....	18
5.2.5 Vorversuch zur Gießbarkeit der Versuchsgeometrie.....	20
5.2.6 Blechfertigung und -handhabung.....	21
5.3 Auslegung der Gießverfahren.....	22
5.3.1 Verfahrensanalyse: Kippguss vs. Schwerkraftguss.....	22
5.3.2 Auslegung Schwerkraftguss.....	22
5.3.3 Verfahrensanalyse: Niederdruckguss vs. Squeeze Casting.....	23
5.3.4 Auslegung Niederdruckguss.....	24
Auslegung der Kokille:.....	24
Auslegung der Niederdruckgießanlage:.....	27
5.3.5 Wasserversuche.....	28
5.4 Gießversuche.....	30
5.4.1 Schwerkraftguss.....	30
5.4.2 Niederdruckguss.....	34
5.5 Messergebnisse.....	42
5.5.1 Untersuchung des Temperatureinflusses auf die Elektrobleche.....	43
5.5.2 Untersuchung des Einflusses eingebrachter Spannungen auf die	
magnetischen Eigenschaften der Elektrobleche.....	54
5.5.3 Magnetische Untersuchung der gegossenen Rotoren.....	59
5.5.4 Untersuchung Porosität.....	64
5.5.5 Rotorerprobung.....	72
5.6 Modell zur Simulation magnetischer Kennwerte.....	75
5.7 Umweltrelevanz.....	75
5.8 Dokumentation und Veröffentlichungen.....	77
6 Fazit.....	77
7 Literaturverzeichnis.....	79

1 Abbildungsverzeichnis

Abbildung 4.1: Schematische Darstellung der Prozesskette zur gießtechnischen Herstellung von Rotoren für Asynchronmaschinen und Fokus des vorliegenden Projekts (Bildquellen: Andreas Heddergott (TUM), Bodine Electric Company)	13
Abbildung 5.1: Rotor eines Asynchronmotors in Integralbauweise mit Komponenten (Quelle: Bodine Electric Company).....	14
Abbildung 5.2: Schlichteversuche mit Elektroblechen	16
Abbildung 5.3: Temperaturverlauf bei Wärmeübergangsversuchen zwischen Elektroblech und Aluminiumschmelze	17
Abbildung 5.4: links: Oxidbildung an der Oberfläche der ungeschlichteten Elektrobleche; rechts: Reduktion der korrosiven Oxidbildung an den Elektroblechen durch den Auftrag von Schlichte	18
Abbildung 5.5: Darstellung der Blechgeometrien: Links: Versuchsgeometrie, Rechts: Realgeometrie AMK Rotor	20
Abbildung 5.6: Vorversuch Abguss im Sandguss	21
Abbildung 5.7: Blechhalterung zum Positionieren und Einlegen der Realgeometrie.....	22
Abbildung 5.8: Schematischer Aufbau des Schwerkraftgießwerkzeugs	23
Abbildung 5.9: Schematischer Aufbau der ND-Kokille für die Versuchsgeometrie;	26
Abbildung 5.10: Schematischer Aufbau der ND-Kokille für die Realgeometrie;	27
Abbildung 5.11: Niederdruckgießanlage; 1: HMI, 2: Proportionalventil, 3: Drucklufttank, 4: Kühlsystem, 5: Elektrik/Elektronik, 6: Vakuumtank, 7: Einhausung, 8: Sekundärheizelement, 9: Druckkammer, 10: Ofen	28
Abbildung 5.12: Aufbau für Wasserversuche zur Validierung von Druckkurven	29
Abbildung 5.13: Bemusterung des Mindestanforderungsprofils an die Gießparameter für den Abguss der Testgeometrie	31
Abbildung 5.14: Abgedrehter Versuchsrotor für die elektromagnetischen Messungen.	34
Abbildung 5.15: Darstellung von zwei Niederdruckgussversuchen: Links: Abguss mit Sandkern der Versuchsgeometrie ohne Kornfeinung der Schmelze; Rechts: Abguss mit Blechpaket der Versuchsgeometrie nach Zugabe von 0,1 % Ti und 0,02 % B.....	36
Abbildung 5.16: Druckverläufe der Abgüsse 36-39 und 43 mit einer Gießzeit von 1,1 s; der blau markierte Bereich beeinflusst die Füllung der Rotoren.	39
Abbildung 5.17: Abguss der Realgeometrie im Niederdruckgießverfahren.....	40
Abbildung 5.18: Magnetische Messungen F0.1 - F0.4 H_{max} - J_{max} : unveränderter Blechstapel 40 mm	42
Abbildung 5.19: Magnetische Messungen F0.1 - F0.4 J_{max} - P_s : unveränderter Blechstapel 40 mm	43
Abbildung 5.20: Temperaturverlauf bei Wärmebehandlungsversuchen von Elektroblechstapeln.....	45
Abbildung 5.21: Magnetische Messungen F0.2, G1.1 - G1.3, G2.1 - G2.3 H_{max} - J_{max} : wärmebehandelter Blechstapel 40 mm	45
Abbildung 5.22: Magnetische Messungen F0.2, G1.1 - G1.3, G2.1 - G2.3 J_{max} - P_s : wärmebehandelter Blechstapel 40 mm	46

Abbildung 5.23: Applizierter Dehnmessstreifen zur Durchführung einer Bohrlochmessung an der Versuchsgeometrie.....	47
Abbildung 5.24: Eigenspannungsergebnisse der Bohrlochmessungen an wärmebehandelten Blechstapeln	47
Abbildung 5.25: Verwendete Probengeometrien zur Durchführung von Mikrohärtmessungen	48
Abbildung 5.26: Temperaturverlauf bei der Wärmebehandlung von Elektroblech zur Mikrohärtmessung	48
Abbildung 5.27: Mikrohärtmessungen an schergeschnittenen und gelaserten Elektroblechen. Die Messposition gibt den Abstand von der Schneidkante wieder. Die Abstände zwischen zwei Messpositionen sowie zwischen Messposition 1 und der Schneidkante betragen 40 μm	49
Abbildung 5.28: Temperaturverlauf bei Wärmebehandlung der Einzelbleche für Röntgendiffraktometrieversuche	50
Abbildung 5.29: Temperaturverläufe der Wärmebehandlung von Einzelblechen für Ringkernmessungen (3.4 – 3.6).....	52
Abbildung 5.30: Magnetische Messungen F0.2, F3.1 - F3.3, G3.4 - G3.6 $H_{\text{max}}\text{-}J_{\text{max}}$: wärmebehandelte und nicht wärmebehandelte Einzelbleche	52
Abbildung 5.31: Magnetische Messungen F0.2, F3.1 - F3.3, G3.4 - G3.6 $J_{\text{max}}\text{-}P_s$: wärmebehandelte und nicht wärmebehandelte Einzelbleche	53
Abbildung 5.32: Magnetische Messungen F0.2, F4.1, F4.2 $H_{\text{max}}\text{-}J_{\text{max}}$: 40 mm Blechstapel vor und nach Aufbringen von Druckkraft.....	55
Abbildung 5.33: Magnetische Messungen F0.2, F4.1, F4.2 $J_{\text{max}}\text{-}P_s$: 40 mm Blechstapel vor und nach Aufbringen von Druckkraft.....	55
Abbildung 5.34: Versuchsaufbau zur Aufbringung von Spannungen auf einen Elektroblechstapel	56
Abbildung 5.35: Magnetische Messungen F0.2, 0 N, 2000 N, 4400 N $H_{\text{max}}\text{-}J_{\text{max}}$: 40 mm Blechstapel vor und nach Aufbringen von Druckkraft.....	57
Abbildung 5.36: Magnetische Messungen F0.2, 0 N, 2000 N, 4400 N $J_{\text{max}}\text{-}P_s$: 40 mm Blechstapel vor und nach Aufbringen von Druckkraft.....	57
Abbildung 5.37: Simulation der Eigenspannungsverteilung für den Federaufbau.....	58
Abbildung 5.38: Magnetische Messungen F0.2, F5.1 - F5.5 $H_{\text{max}}\text{-}J_{\text{max}}$: gegossener Versuchsrotor, Schwerkraftguss	59
Abbildung 5.39: Magnetische Messungen F0.2, F5.1 - F5.5 $J_{\text{max}}\text{-}P_s$: gegossener Versuchsrotor, Schwerkraftguss	60
Abbildung 5.40: Magnetische Messungen F0.2, F36 - F52 $H_{\text{max}}\text{-}J_{\text{max}}$: gegossener Versuchsrotor, Niederdruckguss.....	60
Abbildung 5.41: Magnetische Messungen F0.2, F36 - F52 $J_{\text{max}}\text{-}P_s$: gegossener Versuchsrotor, Niederdruckguss.....	61
Abbildung 5.42: Magnetische Messungen F0.2, G5.1 - G5.5 $H_{\text{max}}\text{-}J_{\text{max}}$: gegossener Versuchsrotor, Schwerkraftguss, wärmebehandelt	62
Abbildung 5.43: Magnetische Messungen F0.2, G5.1 - G5.5 $J_{\text{max}}\text{-}P_s$: gegossener Versuchsrotor, Schwerkraftguss, wärmebehandelt	63

Abbildung 5.44: CT eines im gedruckten Sandpaket abgegossenen Testrotors (Synchrotron CT BM18 ESRF Grenoble) 64

Abbildung 5.45: CT-Aufnahme von vier Stäben aus einem im Schwerkraftverfahren gegossenen Testrotor (Inline-CT, Fraunhofer IIS). Die runden Punkte sind gebohrte Löcher zur Durchführung einer elektrischen Leitfähigkeitsmessung..... 65

Abbildung 5.46: Gesamtansichten der CT-Aufnahmen an einem schwerkraftgegossenen Testrotor 65

Abbildung 5.47: Darstellung der Schnittebenen und Definition der Positionen 66

Abbildung 5.48: Darstellung metallographischer Schliffbilder (Schnittebenen 1 bis 5): Im Niederdruckguss gefertigte Versuchsgeometrie (Nr. 38)..... 67

Abbildung 5.49: Darstellung metallographischer Schliffbilder (Schnittebenen 1 bis 5): Links: Realgeometrie im Druckguss gefertigt; Rechts: Realgeometrie im Niederdruckguss gefertigt 70

Abbildung 5.50: Motorprüfstandsmessungen, (1): Niederdruckgegossener Rotor, (2): Druckgegossener Rotor 73

2 Tabellenverzeichnis

Tabelle 5.1 Auswahl verschiedener Beschichtungskategorien von Elektroblechen und deren Materialparameter (Thyssenkrupp 2017)	15
Tabelle 5.2: Gießparameter der Bemusterung der Testgeometrie im Schwerkraftguss; Speiservariante beschreibt die Größe des verwendeten Luftpolters im Speiser, wobei 0 gar kein Luftpolster und 1 die Verwendung des maximal einstellbaren Luftpolstervolumens bedeutet.....	32
Tabelle 5.3: Verwendete Gießparameter bei der Parametervariation zum Gießen der Testgeometrie im Schwerkraftguss; Speiservariante beschreibt die Größe des verwendeten Luftpolters im Speiser, wobei 0 gar kein Luftpolster und 1 die Verwendung des maximal einstellbaren Luftpolstervolumens bedeutet	33
Tabelle 5.4: Legierungszusammensetzung der Schmelze bei den verschiedenen Niederdruckgießversuchen in %	36
Tabelle 5.5: Gießparameter der Testgeometrie im Niederdruckguss: T_{Schmelz} : Schmelzetemperatur in der Druckkammer; $T_{\text{Steigrohr}}$: gemessene Schmelzetemperatur am Steigrohrende; T_{SHE} : Temperatur des Sekundärheizelements.....	38
Tabelle 5.6: Gießparameter der Parametervariation der Realgeometrie im Niederdruckguss:	41
Tabelle 5.7: Parametervariation für die Wärmebehandlung der Elektroblechstapel.....	44
Tabelle 5.8: Parametervariation für die Wärmebehandlung der Einzelbleche	51
Tabelle 5.9 Gemessene Abkühldauer von Wärmebehandlungstemperatur auf 150 °C bei den einzelnen Versuchen	54
Tabelle 5.10: Wärmebehandlungsparameter der gegossenen Testrotoren	61
Tabelle 5.11: Fehlstellenanalyse in den 5 Schnittebenen für die Versuchsgeometrie im Niederdruckguss (Nr. 38).....	68
Tabelle 5.12: Fehlstellenanalyse in den 5 Schnittebenen für die Realgeometrie im Druckguss	71
Tabelle 5.13: Fehlstellenanalyse in den 5 Schnittebenen für die Realgeometrie im Niederdruckguss.....	71
Tabelle 5.14: Vergleich des Flächenanteils an Aluminium in den Schliffbildern für die Realgeometrie in den 5 Schnittebenen	72
Tabelle 5.15: Legierungszusammensetzung des druckgegossenen Kurzschlussläufers in %	74

3 Zusammenfassung

Die übergeordnete Zielsetzung des von der Deutschen Bundesstiftung Umwelt (DBU) geförderten Forschungsprojektes „Gießtechnische Ansätze zur Steigerung der Effizienz von Elektromotoren“ (AZ: 34988/01-21/2) war die Entwicklung von Gießverfahren zur verbesserten Herstellung von gegossenen Rotoren für Asynchronmotoren und die Betrachtung der Einflüsse der Gießparameter auf den Wirkungsgrad der Rotoren. Das Forschungsprojekt wurde von dem Projektkonsortium bestehend aus den Industriepartnern PINTER GUSS GmbH, RWP Simtec GmbH und dem Lehrstuhl für Umformtechnik und Gießereiwesen (utg) der Technischen Universität München als wissenschaftlichem Partner durchgeführt.

Asynchronmotoren in Integralbauweise werden nach derzeitigem Stand der Technik weit überwiegend im Druckgussverfahren hergestellt. Aus der Literatur (Schoppa et al. 2000) und vorausgehenden Arbeiten am Lehrstuhl für Umformtechnik und Gießereiwesen (Weiss 2019) ist bekannt, dass die Fertigungseinflüsse der Blechherstellung einen maßgeblichen Einfluss auf den Wirkungsgrad des Rotors haben. Das Konsortium untersucht im Projekt nun die Einflüsse des Gießprozesses auf den Wirkungsgrad des Rotors, wobei als Gießverfahren der Schwerkraftguss und der Niederdruckguss betrachtet werden. Dabei sollen zum einen die Auswirkungen des Prozesses auf die Eigenspannungen des Elektroblechs betrachtet werden und zum anderen die bekannten Problemstellungen des Druckgießverfahrens wie hohe Porosität und Oxidneigung adressiert werden.

Zu diesem Zweck wurde eine Niederdruckgießanlage am utg entwickelt, die sich für die Herstellung von Elektromotoren eignet. Besondere Herausforderungen sind hier die geringe Schmelzemenge mit kurzen Gießzeiten und die exakte Regelung der Gießkurve, um Springbrunneneffekte beim Füllen der Kurzschlussringe durch die Stäbe zu vermeiden. Für die Niederdruckgießanlage und für den Schwerkraftguss wurden Kokillenkonzeppte entwickelt und simuliert, die den Anforderungen eines möglichst schonenden Gießprozesses für den Elektroblechstapel und eine möglichst laminare Füllung erfüllen. Als Basis für die Werkzeugkonzepte wurde eine Testgeometrie für das Elektroblechpaket erarbeitet, die sich für magnetische Messungen zur Bestimmung der Auswirkungen der Gießprozesse eignet. Die Anforderungen der Messtechnik bringen geringe notwendige Abweichungen von realen Rotorgeometrien mit sich, die in der Auslegung im Hinblick auf eine ausreichende Abbildungsgenauigkeit eines seriennahen Fertigungsprozesses betrachtet wurden. Zur Validierung der Ergebnisse an einem realen Motor wurde mit dem Letter of Intent Partner AMK Motion ein realer Rotor aus dem Produktportfolio des Unternehmens ausgewählt, der im Niederdruckgießverfahren abgegossen wurde. Die Rotoren konnten mit unterschiedlichen Gießparametern abgegossen und die Prozessgrenzen bestimmt werden. Durch die Verfahrenswahl war es möglich, unpaketierte Elektroblechstapel zu umgießen. Die abgegossenen Rotoren wurden am IEM der RWTH Aachen magnetisch vermessen. Die Messungen ergaben, dass die magnetischen Eigenschaften der Bleche nicht durch den Gießprozess beeinträchtigt werden. Gleichzeitig zeigte sich ein Potenzial zur Reduzierung der Hystereseverluste durch eine Wärmebehandlung der Blechstapel vor dem Gießen sowie eine Reduzierung der Eisenverluste durch eine zusätzliche axiale Druckbelastung der Blechstapel. Weiterhin ergaben sich bei einer Analyse der Poren in den gegossenen Rotoren deutlich geringere Porenvolumina verglichen mit serienmäßig druckgegossenen Rotoren.

4 Einleitung

Im Rahmen der Nachhaltigkeitsziele der Deutschen Wirtschaft stellt die Energieeinsparung durch effiziente Elektromotoren in der Industrie ein signifikantes Einsparungspotential dar. Ca. 50 % des in der EU erzeugten Stroms wird durch den Einsatz von Elektromotoren verbraucht (Plötz und Eichhammer 2011). Im Rahmen des Projektes soll ein Beitrag geleistet werden, die angestrebten Ziele zur Effizienzsteigerung von Elektromotoren auch für die günstigeren Motoren mit gegossenen Rotoren zu erreichen. Abbildung 4.1 zeigt eine schematische Darstellung der Fertigungskette für gegossene Kurzschlussläufer von Asynchronmotoren. Da bereits tiefgreifende Untersuchungen zum Einfluss des Scherschneidprozesses auf die magnetischen Eigenschaften von Elektroblechen durchgeführt worden sind, wird in dem vorliegenden Projekt der Gießprozess zur Fertigung der Rotoren sowie Möglichkeiten zur Verbesserung des Fertigungsprozesses betrachtet. Gegossene Rotoren werden nach derzeitigem Stand der Technik im Druckgussprozess gefertigt. Prozessbedingt treten dabei Druck- und Temperaturbelastungen auf die Elektrobleche auf. Zudem führt die stark turbulente Füllung zu einer erhöhten Porosität und Oxidbildung. In dieser Arbeit werden alternative Gießverfahren zur Herstellung von Rotoren erprobt und die Einflüsse des Gießprozesses auf die Eigenschaften der Rotorbleche untersucht. Der Fokus wurde hierbei auf den Niederdruck- und Kokillenguss gelegt.

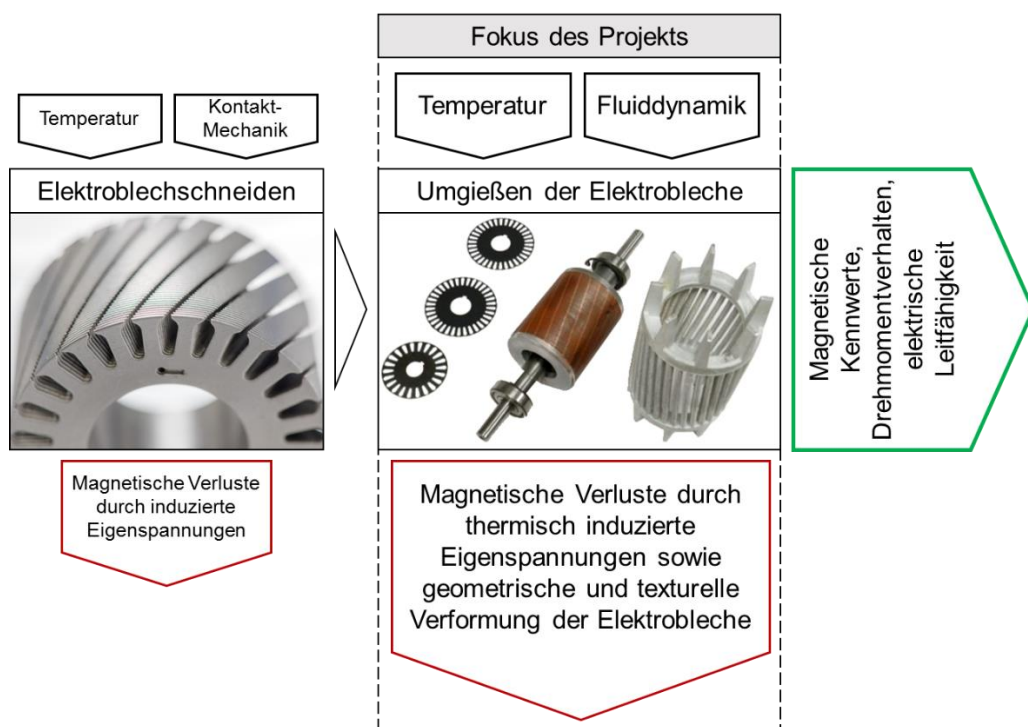


Abbildung 4.1: Schematische Darstellung der Prozesskette zur gießtechnischen Herstellung von Rotoren für Asynchronmaschinen und Fokus des vorliegenden Projekts (Bildquellen: Andreas Heddergott (TUM), Bodine Electric Company)

5 Untersuchung der gießtechnischen Einflüsse auf den Rotor

5.1 Projektziele

Das Projektkonsortium sieht ein signifikantes Energieeinsparungspotential durch eine systematische Optimierung des gießtechnischen Herstellungsprozesses der Rotorkomponente von Elektromotoren. Durch ein tiefgreifendes Verständnis der Einflüsse der Gießtechnik auf die resultierenden elektromagnetischen Kennwerte des Rotors eines Asynchronmotors lässt sich die Effizienz von Elektroantrieben steigern. Dies wiederum bedingt einen maßgeblichen Beitrag zum Umweltschutz, indem fossile Ressourcen geschont und klimaschädliche CO₂-Emissionen reduziert werden. Abbildung 5.1 zeigt den Rotor einer Asynchronmaschine, der aus Elektroblechen und gegossenem Aluminiumkäfig aufgebaut ist.

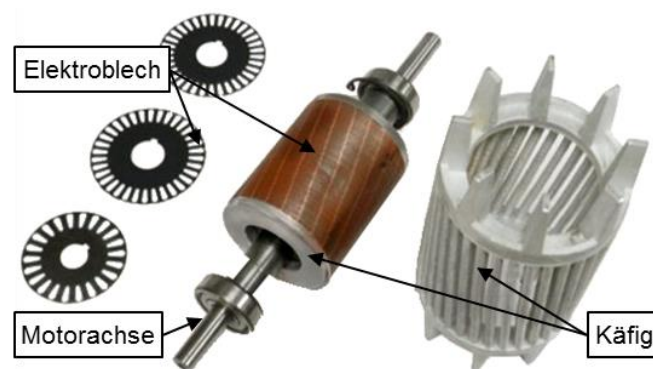


Abbildung 5.1: Rotor eines Asynchronmotors in Integralbauweise mit Komponenten (Quelle: Bodine Electric Company)

In einem Projektkonsortium aus Gießerei, Simulationshersteller und wissenschaftlicher Einrichtung mit einer kostenneutralen Beteiligung namhafter Elektromotorenhersteller wurde das Ziel verfolgt, ein geeignetes urformendes Fertigungsverfahren zur Herstellung von Asynchronrotoren zu definieren und den Einfluss des Gießprozesses auf die resultierenden magnetischen Eigenschaften zu quantifizieren. Als potenzielle Gießverfahren wurden der Schwerkraftkokillenguss und das Niederdruckgießen untersucht. Ziel des Projektes ist es durch die Analyse von Ursache-Wirkungsketten im Herstellungsprozess gegossener Asynchronrotoren die Wirkungsgradoptimierung zu erreichen und damit die Umweltbelastung zu reduzieren.

5.2 Definition Versuchsgeometrie und Blechfertigung

Zur Durchführung der Gießversuche sind zwei verschiedene Geometrien vorgesehen, von denen eine für magnetische Messungen angepasst ist. Die zweite Geometrie hingegen soll möglichst nah an einer realen Rotorgeometrie sein. Hierfür werden zunächst verschiedene Arten von Elektroblechbeschichtungen und deren Eigenschaften beschrieben, bevor auf die durchgeführten Vorversuche zur Bestimmung der Rotorgeometrien und Blechwerkstoffe eingegangen wird. Schließlich folgt eine Beschreibung der Blechfertigung für die Rotoren.

5.2.1 Arten von Elektroblechbeschichtungen

Elektrobleche werden beschichtet, um Kurzschlüsse zwischen den einzelnen Blechen zu verhindern, die zu einer Erhöhung der Wirbelstromverluste führen würden. Im Gießprozess müssen diese Beschichtungen stabil bleiben, um zum einen keine Kurzschlüsse zu bekommen und zum anderen damit keine Gasblasen durch die Verbrennung der Beschichtungen den Kurzschlussring schädigen. Die Eigenschaften der Beschichtungen von Elektroblechen sind in der Norm DIN EN 10342:2005-09 definiert. Tabelle 5.1 zeigt einen Auszug von drei verschiedenen Lackarten und deren Eigenschaften. Die Beschichtungen weisen je nach betrachteten Fertigungsprozess Vor- und Nachteile auf. Eine EC-3-Beschichtung besitzt im Scherschneidvorgang schmierende Eigenschaften, welche die Standzeit der Schneidelemente erhöhen können. Der Lack besteht dabei hauptsächlich aus organischen Stoffen. EC-5-Beschichtungen basieren auf anorganischen Bestandteilen, um eine isolierende Wirkung auch bei Temperaturen über 200 °C dauerhaft sicherstellen zu können. (Thyssenkrupp 2017; DIN EN 10342:2005-09)

Tabelle 5.1 Auswahl verschiedener Beschichtungskategorien von Elektroblechen und deren Materialparameter (Thyssenkrupp 2017)

Kategorie	Schichtdicke je Seite in μm	Dauerbeständigkeit unter Luft in °C	Glühbeständigkeit unter Schutzgas in °C
EC-3	1 - 7	180	-
EC-5	0,5 - 5	210 - 270	600 - 800
EC-6	1 - 7	180	500

5.2.2 Vorversuch zum Wärmeübergang zwischen Schmelze und Elektroblech

Zur Bestimmung des Wärmeübergangs zwischen Elektroblech und Schmelze wurden Vorversuche mit quadratischen Einzelblechen durchgeführt. Die Bleche wurden in Ölsand eingeformt, so dass die Schmelze auf die Bleche fließt und die Temperaturerhöhung durch ein angeschweißtes Thermoelement auf der Unterseite des Bleches gemessen wurde. Neben den Temperaturübergängen für ein Elektroblech vom Typ M330 mit einer EC-3-Lack Beschichtung wurden auch verschiedene Schichten, wie sie im Kokillenguss verwendet werden, als zusätzliche Trennschicht aufgetragen. Ziel war eine Erprobung, ob sich Schlichtesysteme eignen, um den Temperatureintrag in den Elektroblechstapel zu reduzieren. Der Versuchsaufbau und die Oberfläche der Probekörper sind in Abbildung 5.2 dargestellt. Die Auswahl des Elektroblechmaterials basierte auf den Erkenntnissen zu diesem Material aus den Vorergebnissen am utg der TUM (Weiss 2019).

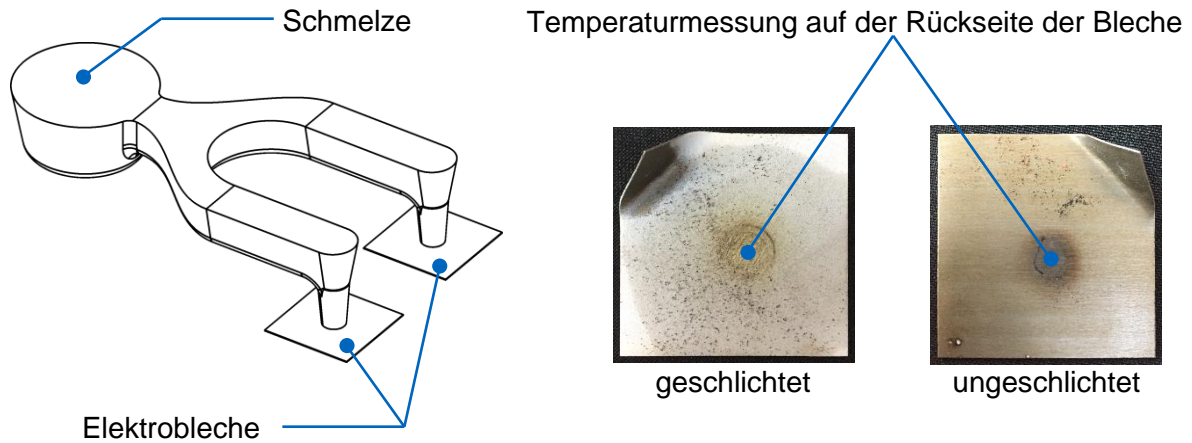


Abbildung 5.2: Schlichteversuche mit Elektroblechen

Die Temperaturkurven in Abbildung 5.3 zeigen beispielhaft den Wärmeübergang für ein ungeschichtetes und ein mit einer silikatbasierten Isolierschichte beschichtetes Elektroblech. Hierbei ist zu erkennen, dass durch das Schichtesystem eine Reduzierung der maximalen Temperaturbelastung möglich ist. Gleichzeitig führt die geringere Wärmeleitung zu einer längeren Belastungsdauer. Dies kann allerdings durch den verwendeten Versuchsaufbau begründet werden: Die Sandform, welche das Elektroblech umgibt, weist gute Isoliereigenschaften im Vergleich zum Blech auf. Eine geringe Isolierung zwischen Schmelze und Elektroblech sorgt dafür, dass die aufgegossene Schmelze schneller erstarrt und eine Volumenschwindung eintritt. Dies führt zu einem Ablösen der Schmelze von dem Elektroblech, wodurch sich ein Luftspalt mit sehr guten Isoliereigenschaften ausbildet und eine weitere Aufheizung des Elektroblechs verhindert wird. Die Isolierung des Elektroblechs sorgt somit für eine langsamere Erstarrung der Schmelze, wodurch diese länger am Blech anliegt. Dieser Unterschied in der Belastungsdauer ist bei einem gegossenen Rotor lediglich im Bereich der Stäbe zu erwarten, da die Kurzschlussringe beim Erstarren auf die Bleche aufschumpfen. Die Verfärbung des Elektroblechs im Kontaktbereich deutet auf eine Schädigung der Beschichtung durch die Temperatur hin.

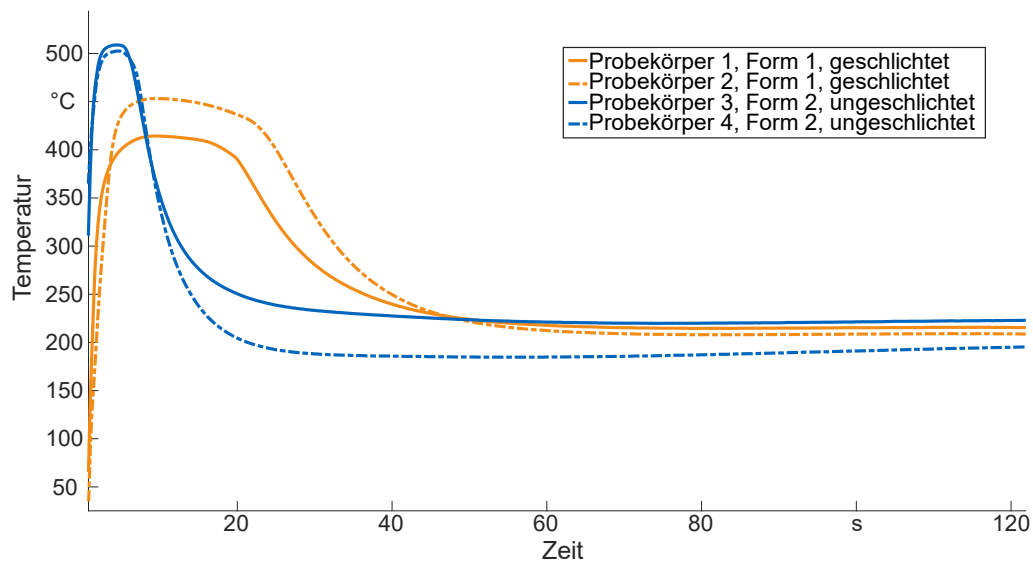


Abbildung 5.3: Temperaturverlauf bei Wärmeübergangsversuchen zwischen Elektroblech und Aluminiumschmelze

Durch eine Kurzschlussprüfung wurde getestet, ob ein elektrisch leitender Durchgang im Kontaktbereich zwischen Schmelze und Elektroblech durch eine Beschädigung der Lackschicht entsteht. Die Messungen zeigten, dass durch das Aufbringen von Schlichte als Trennschicht zwischen Elektroblech und Schmelze Kurzschlüsse weitestgehend vermieden werden können. Um die Auswirkungen der hohen Temperatur durch die Schmelze auf einen Elektroblechstapel zu analysieren, wurden wie in Abbildung 5.4 eine geschichtete und eine ungeschichtete Probe umgossen. Die Ergebnisse decken sich dabei mit den Messungen an den Einzelblechen. Es gilt allerdings zu beachten, dass der Schlichteauftrag einen Einfluss auf den thermischen Haushalt des Rotors im Betrieb hat. Die Ergebnisse wurden als Grundlage für die Verfahrensauslegung mittels der Gießsimulationen von RWP verwendet. Das Schichten der Elektrobleche fand in den weiteren Versuchen keine Anwendung. Stattdessen wurde ein temperaturbeständigerer EC-5-Lack als Beschichtung verwendet.

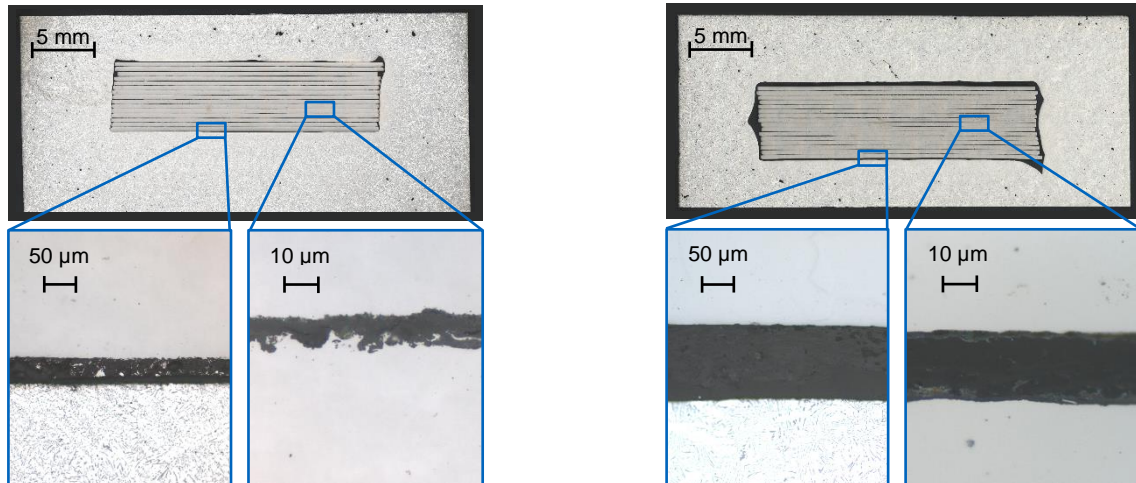


Abbildung 5.4: links: Oxidbildung an der Oberfläche der ungeschichteten Elektrobleche; rechts: Reduktion der korrosiven Oxidbildung an den Elektroblechen durch den Auftrag von Schichte

5.2.3 Vorversuch zur Bestimmung des Stabdurchmessers der Versuchsgometrie

Für die Auslegung der Versuchsgometrie wurden zunächst die im Schwerkraftguss gießbaren Lochdurchmesser eines Blechpaketes näherungsweise bestimmt. Hierzu wurde in einer Sandform ein 50 mm hoher Stahlzylinder eingeformt. In diesen wurden Bohrungen mit den Durchmessern 1, 3, 5, 7 und 9 mm eingebracht. Die Abgüsse wurden bei ca. 780°C mit Reinaluminium (Al99) durchgeführt. Eine vollständige Füllung stellte sich erst ab einem Durchmesser von 5 mm ein. Allerdings war zu beobachten, dass sich der Druck über die größeren Bohrungen abbaut und damit die Füllung der kleineren Durchmesser verfälscht. Aus diesem Grund wurden weitere Abgüsse mit lediglich den Durchmessern 3,0 und 5,5 mm durchgeführt. Für diese Versuche wurde zudem die Schmelztemperatur zwischen 720 und 800 °C variiert. Beide Stäbe wurden dabei vollständig gefüllt, jedoch zeigte sich, dass die 3,0 mm Bohrung im Grenzbereich liegt.

Neben der Bestimmung der geometrischen Voraussetzungen konnten folgende Herausforderungen für den Gießprozess der Rotoren identifiziert werden: Zum einen ist eine möglichst gleichmäßige Füllung der Stäbe nötig, um zu verhindern, dass Stäbe von oben durch den oberen Kurzschlussring befüllt werden. Dies würde zu Lufteinschlüssen und Kaltverschweißungen führen, die sich negativ auf die mechanische Festigkeit und die elektrische Leitfähigkeit auswirken. Zum anderen bedarf es einer ausreichend kurzen Gießzeit und einer präzisen Steuerung des Gießdrucks, um eine vollständige Füllung der Stäbe zu ermöglichen.

5.2.4 Definition der Versuchs- und Realgeometrie

Zur Definition der Rotorgeometrien ist es zunächst nötig, die Anforderungen bezüglich der vorgesehenen Untersuchungen zu bestimmen. Für den Wirkungsgrad eines Rotors können diese in elektrische und magnetische Anforderungen gegliedert werden. Zusätzlich existieren

noch mechanische Randbedingungen für einen Rotor. Eine geringe Festigkeit des Rotors schränkt dessen Maximaldrehzahl ein und reduziert somit dessen Leistung. Bezüglich der elektrischen Anforderungen ist die Leitfähigkeit der Rotorstäbe entscheidend. Eine Verbesserung der Leitfähigkeit auf selbem Bauraum reduziert die ohmschen Verluste und damit die Erwärmung des Rotors. Für die magnetischen Anforderungen sind sowohl Eisenverluste als auch Ummagnetisierungsverluste zu betrachten. Beide hängen unter anderem von dem verwendeten Elektroblech und dessen Eigenschaften ab. Der Einfluss des Gießprozesses auf die Eigenschaften der Elektrobleche sollte daher ebenfalls untersucht werden.

Die Untersuchung der mechanischen und elektrischen Eigenschaften der Rotoren erfolgt indirekt durch Betrachtung der Gussqualität und stellt somit keine besonderen messtechnischen Anforderungen an die Rotorgeometrie. Zur Durchführung der magnetischen Messungen wurde das Ringkernmessverfahren ausgewählt. Dieses bietet gegenüber dem Single-Sheet-Test und dem Epstein-Rahmen die beste geometrische Annäherung an einen Rotor. Die Grundform der Bleche ist dabei ein runder Blechstreifen, auf dem zur Annäherung an eine Rotorgeometrie mehrere runde Löcher gleichmäßig verteilt werden. Einschränkungen ergeben sich entsprechend der Norm DIN EN 60404-6:2004-10 vor allem für das Verhältnis von Außen- zu Innendurchmesser, welches kleiner als 1,25 - 1,4 ($DA/DI < 1,25 - 1,4$) sein muss. Dadurch bleibt eine ungleichmäßige Verteilung des magnetischen Flusses über den Blechstreifenradius vernachlässigbar. In Kombination mit den Vorversuchen wurde daher für die Versuchsgeometrie ein Außendurchmesser von 80 mm und ein Innendurchmesser von 58 mm gewählt. Auf dem Blechstreifen sind insgesamt 20 Löcher mit einem Durchmesser von 5,1 mm verteilt. Als Blechstapelhöhe wurde 40 mm verwendet. Als Blechmaterial wurde ein M400-50A mit einem EC-5-Lack gewählt. Mit einer Blechdicke von 0,5 mm waren 79 Bleche pro Rotor nötig.

Gemeinsam mit dem Letter of Intent Partner AMK Motion wurde für Validierungszwecke der Ergebnisse aus den Versuchen mit der Versuchsgeometrie eine Realgeometrie ausgewählt. Ziel war es, mit dieser Geometrie Motorkennlinien und Wirkungsgrad im Vergleich zu einem im Druckguss hergestellten Rotor zu ermitteln. Der Außen- bzw. Innendurchmesser lag dabei bei 35 mm und 17,5 mm. Die Stapelhöhe betrug 50 mm. Es kam das gleiche Blechmaterial wie bei der Versuchsgeometrie zum Einsatz, wobei in diesem Fall 97 Bleche einen Rotor ergaben. Anders als die Bleche der Versuchsgeometrie wurden die Bleche der Realgeometrie zueinander verschränkt. Abbildung 5.5 zeigt jeweils ein Bild von einem Einzelblech der Versuchs- und der Realgeometrie.

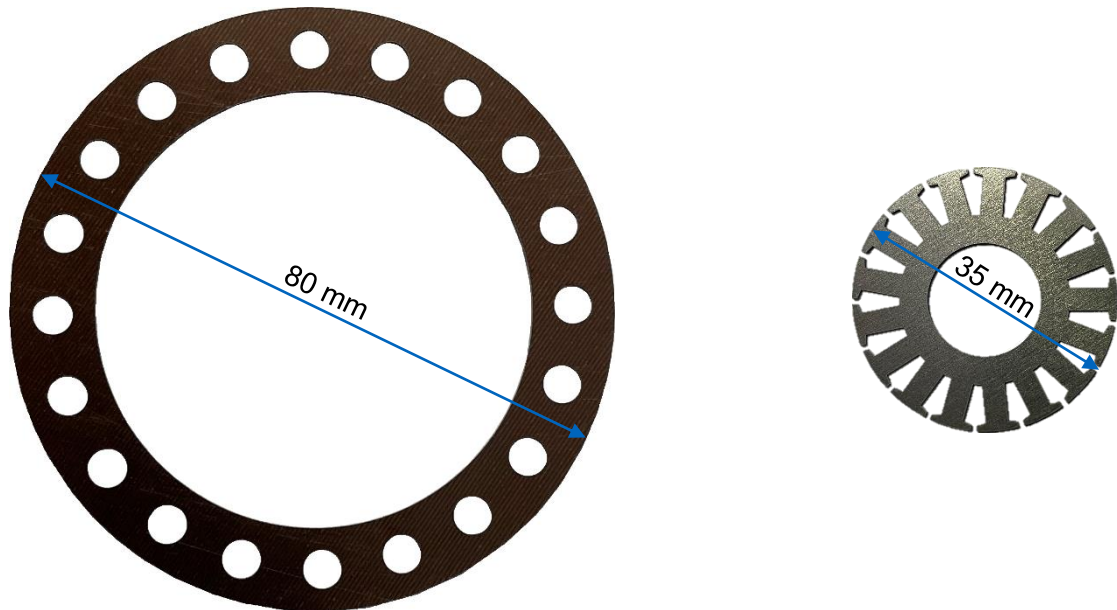


Abbildung 5.5: Darstellung der Blechgeometrien: Links: Versuchsgeometrie, Rechts: Realgeometrie AMK Rotor

5.2.5 Vorversuch zur Gießbarkeit der Versuchsgeometrie

Um einen Testrotor zur Erprobung des Ringkernmesserverfahrens zu erhalten und eine grundsätzliche Gießbarkeit zu ermitteln, wurden Versuchsrotoren in gedruckten Sandkernpaketen der Firma Voxeljet abgegossen. Die verwendete Gießgeometrie ist in Abbildung 5.6 dargestellt. Die Gießtemperaturen lagen bei 750, 790 und 800 °C. Die Gießzeit betrug jeweils 4, 3 und 2 s. Nur bei den ersten beiden Versuchen wurde im Gießsystem ein Filter eingesetzt. Als Gießmaterial wurde Reinaluminium verwendet.

Bei den Versuchen zeigte sich, dass lediglich im dritten Versuch der Rotor vollständig gefüllt werden konnte. Dies ist neben der erhöhten Schmelztemperatur vor allem auf den erhöhten Volumenstrom der Schmelze zurückzuführen, welcher sowohl durch Entfernen des Filters als auch durch Reduktion der Gießzeit erreicht wurde. Auf Basis der durchgeführten Versuche konnte zunächst als Prozessfenster eine Gießzeit von unter 2 s ermittelt werden. Außerdem konnte gezeigt werden, dass grundsätzlich eine Füllung der Rotoren im Schwermetallguss unter Verwendung von Reinaluminium möglich ist, weshalb die Hauptversuche zunächst mit Reinaluminium durchgeführt wurden.

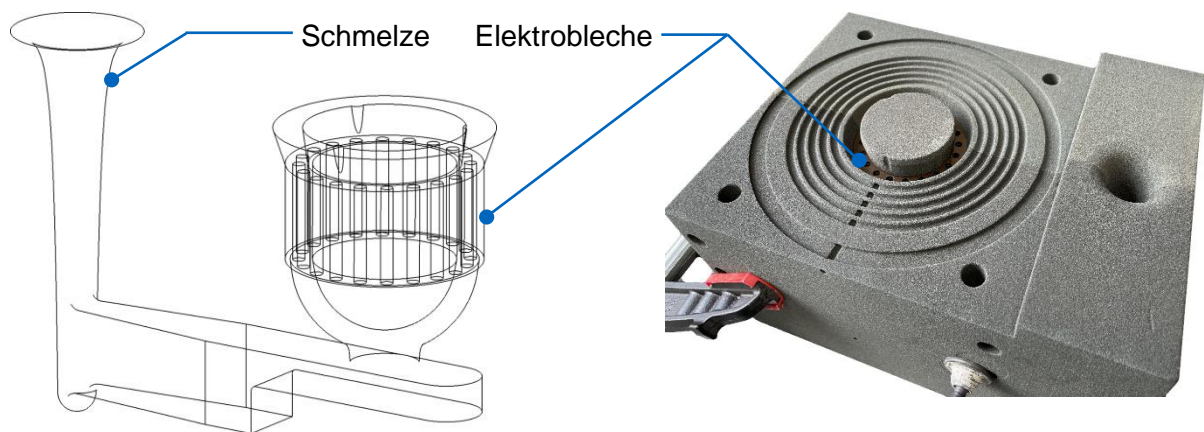


Abbildung 5.6: Vorversuch Abguss im Sandguss

5.2.6 Blechfertigung und -handhabung

Die für die Untersuchungen verwendeten Blechgeometrien wurden mittels Laserschneidverfahren hergestellt. Die Bleche wurden dabei unopakietiert verwendet, um den Gießeinfluss auf die Blecheigenschaften unabhängig vom Paketieren betrachten zu können. Aus diesem Grund waren Halterungen nötig, mit denen die Bleche beim Einlegen in die Kokillen in Position gehalten werden konnten. Durch eine entsprechende Wahl der Versuchsgeometrie war es möglich, hierfür Standard-Kugelsperrbolzen als Einlegehilfe zu verwenden, welche durch die einzelnen Löcher in der Versuchsgeometrie geführt wurden. Die Positionierung der Bleche erfolgte durch drei über den Umfang verteilte Kugelsperrbolzen.

Um die Bleche der Realgeometrie aufgrund der Verschränkung im richtigen Winkel zueinander anordnen zu können, wurde eine Einlegehilfe gefertigt. Die Einlegehilfe besteht aus einem Stück Calciumsilikat, welches zusammen mit drei Blechen zur Höhenanpassung an einen Kugelsperrbolzen geklebt wurde. In dem Calciumsilikatblock befinden sich drei Bohrungen, welche mithilfe von drei Stäben eine Positionierung der Bleche zueinander erlauben. Die Stäbe werden dabei durch jeweils eine der Nuten in den Blechen geführt. Abbildung 5.7 zeigt die für die Realgeometrie verwendete Blechhalterung.

Durch die Auswahl der Rotorgeometrien, der Durchführung von Vorversuchen zur Gießbarkeit der Rotoren sowie der Betrachtung der Handhabung der verwendeten Bleche wurden somit die Voraussetzungen geschaffen, das Gießen der Rotoren in Dauerformen untersuchen zu können.

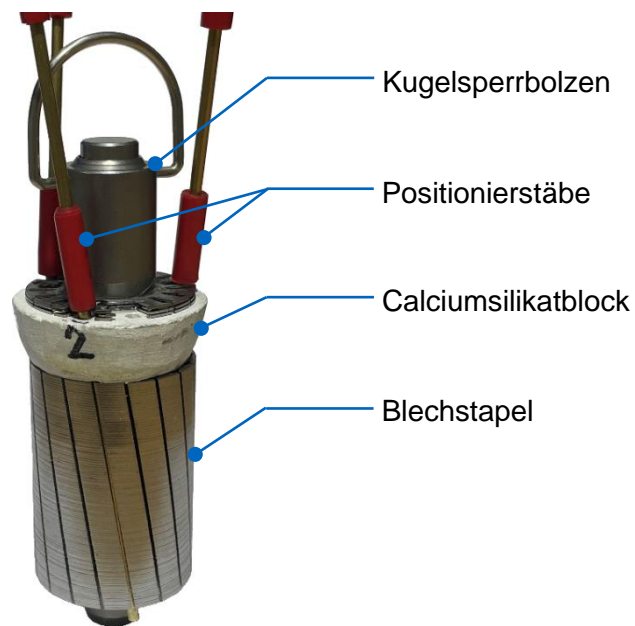


Abbildung 5.7: Blechhalterung zum Positionieren und Einlegen der Realgeometrie

5.3 Auslegung der Gießverfahren

Als Alternative zum derzeit vorherrschenden Druckguss, wurden die Verfahren Squeeze Casting und Niederdruckguss, sowie der Schwerkraft- oder der Kippguss identifiziert. Alle vier Verfahren zeichnen sich durch eine geringere Belastung auf die Rotorbleche während des Abgusses aus. Im Folgenden wird beschrieben, welche Gießverfahren zum Gießen der Rotoren verwendet und wie die Verfahren hierfür ausgelegt wurden.

5.3.1 Verfahrensanalyse: Kippguss vs. Schwerkraftguss

In der Verfahrensbetrachtung zwischen Kippguss und statischem Schwerkraftguss wurde der Schwerkraftguss ausgewählt. Dabei waren die geometrischen Eigenheiten der Rotorgeometrie ein entscheidender Punkt. Im Kippguss ist ein Füllen der Stäbe aus beiden Richtungen durch eine vorrauseilende Schmelzefront im oberen Ring nicht zu vermeiden. Dies führt zu Lufteinschlüssen und nicht verbundenen Schmelzefronten. Zudem zeigte sich in Simulationen, dass der Temperaturverlust durch das nacheinander ablaufende Füllen der Stäbe zu einer zu starken Abkühlung führt und eine möglichst gleichzeitige Füllung der Stäbe von Vorteil ist. Eine Herausforderung lag vor allem darin, dass die Stäbe möglichst schnell durchströmt werden müssen, ohne beim Austritt der Schmelze einen Springbrunneneffekt zu erzielen und starke Turbulenzen zu erzeugen.

5.3.2 Auslegung Schwerkraftguss

Für den Schwerkraftguss wurde eine Kokille für einen Gießbock mit bis zu 4 Zügen ausgelegt. Um auf die besonderen Anforderungen im Guss der Rotoren zu reagieren, wurde die Kokille mit thermisch voneinander isolierten Bereichen ausgelegt und diese mittels Heizpatronen und einem Heizregelgerät vom Typ CdT+ der Firma Hotset temperiert. Dies erlaubte es, im Bereich

des Blechstapels mit geringeren Temperaturen der Form zu arbeiten als im Bereich des Eingusses und der Speiser. Mithilfe der Simulationssoftware WinCast des Projektpartners RWP GmbH wurde ein Gießsystem ausgelegt, bei dem die Geschwindigkeit der Schmelze unterhalb der kritischen Geschwindigkeit von 0,5 m/s gehalten werden konnte. Dies gelang unter anderem durch ein Druckpuffersystem in der Gießtechnik, mit dem die Geschwindigkeit beim Austritt aus den Stäben gezielt reduziert wird. Durch die Verwendung eines luftisolierten Speisers kann trotz der geringen Schmelzemengen und geringen angestrebten Kokillentemperatur im Bauteilbereich eine ausreichende Speisung sichergestellt werden. Durch unterschiedliche Einsätze für den Speiser und den Druckpuffer können gezielt Füllgeschwindigkeiten und Gießdrücke eingestellt werden. Die Filterkammer erlaubt es zudem die Schmelzefront unterschiedlich zu drosseln. Zur Kontrolle der Formtemperatur im Übergangsbereich zwischen Elektroblech und Kokillwand werden konturnah Thermoelemente vom Typ K eingesetzt. Die Bleche werden mittels Kugelsperbolzen eingesetzt. Die Auflage für die Bleche ist ein jeweils 0,8 mm breiter Rand am oberen und unteren Kernzug. Durch eine Anschlagfläche mit den Seitenteilen wird sichergestellt, dass durch das Schließen des oberen Kernzugs kein Druck auf die Bleche ausgeübt wird. Der Aufbau der Kokille ist in Abbildung 5.8 dargestellt.

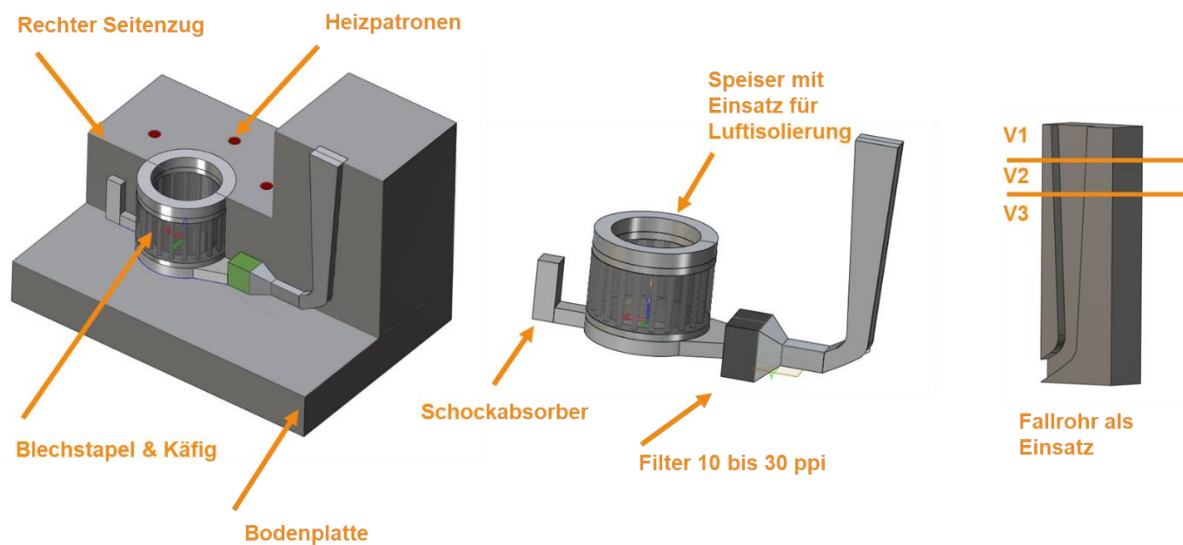


Abbildung 5.8: Schematischer Aufbau des Schwerkraftgießwerkzeugs

5.3.3 Verfahrensanalyse: Niederdruckguss vs. Squeeze Casting

Im Bereich der Gießverfahren mit Druckbeaufschlagung der Schmelze stellen das Niederdruckgießverfahren und das Squeeze Casting eine mögliche Alternative zum etablierten Druckguss beim Gießen von Kurzschlussläufern dar. Beide Verfahren erlauben prinzipiell eine symmetrische Füllung der Rotoren, wodurch ein Zurücklaufen der Schmelze von einem bereits gefüllten Stab in einen noch nicht vollständig gefüllten Stab vermieden werden kann. Beide Verfahren ermöglichen grundsätzlich eine laminare Formfüllung, wobei das Einstellen der Parameter auf das Prozessfenster beim Squeeze Casting häufig eine Herausforderung darstellt.

Durch Anpassung der Druckkurve im Niederdruckgießverfahren kann hingegen die Füllgeschwindigkeit an die jeweilige Bauteilgeometrie angepasst werden. Beide Verfahren bieten die Möglichkeit zur Aufbringung eines Nachdrucks, wodurch auch scharfkantige Geometrien gut abgebildet werden können. Der Nachdruck kann dabei beim Squeeze-Casting deutlich größer sein als beim Niederdruckgießverfahren. Dies ist allerdings auch ein Nachteil in der Serienfertigung, da der hohe Druck auch zu einer höheren Belastung der Kokille führt. Zudem hat das Niederdruckgießverfahren prinzipbedingt den Vorteil, dass nur kurzzeitig während des Abgusses ein Kontakt der Schmelze mit der geschichteten Kokille vorhanden ist und der Rest des Systems durch Keramiksteigrohr und Graphittiegel eine geringe Verunreinigung der Schmelze begünstigt.

Dies ist vor allem beim Gießen mit Reinaluminium zur Sicherung einer hohen elektrischen Leitfähigkeit von Bedeutung. Auch die mögliche Einbringung von Aluminiumoxid in die Gießkavität wird auf die Oberfläche der Schmelze im Steigrohr reduziert, was zusätzlich durch Verwendung eines Gießfilters oder dem Einsatz einer Inertgasumgebung in der Kokille vermieden werden kann. Die Füllung entgegen der Schwerkraftrichtung erlaubt außerdem eine gleichzeitige Speisung beider Kurzschlussringe durch Nutzung eines schwerkraftgetriebenen Speisers und der druckgetriebenen Speisung durch das Steigrohr. Eine Herausforderung beim Gießen von Rotoren im Niederdruckgießverfahren stellen vor allem die geringen Abmessungen der Rotoren und der Rotorstäbe dar, da hierfür sehr kurze Reaktionszeiten des Druckluft-Aluminiumschmelze-Systems nötig sind, um eine kontrollierte Formfüllung zu erreichen.

5.3.4 Auslegung Niederdruckguss

Bei der Auslegung des Gießprozesses zum Gießen der Rotoren wurde die Kokille in Kombination mit der Gießanlage betrachtet. Zum einen wurden die Abmessungen und Eigenschaften der Anlage an die Anforderungen zum Gießen der Rotorgeometrie angepasst, zum anderen wurde die Kokille mit in die Betrachtung der Druckregelung einbezogen.

Auslegung der Kokille:

In einem ersten Schritt wurde dabei die Kokille für die Versuchsgeometrie konstruiert und simulativ ausgelegt, wobei verschiedene Gießzeiten sowie Kokillen- und Blechstapeltemperaturen betrachtet wurden. Hierbei wurden die Querschnitte des Gießsystems auf eine gleichmäßige Formfüllung ausgelegt. Wie im Schwerkraftguss stellt dabei der eingelegte Blechstapel eine besondere Herausforderung dar: Während üblicherweise bei der Gestaltung des Gießsystems kontinuierliche Querschnittsübergänge innerhalb des Gussteils verwendet werden, um Geschwindigkeitssprünge zu vermeiden, ergeben sich durch das Einlegen des Elektroblechstapels in die Kokille zwei harte Querschnittsübergänge in der Kavität. Der erste Übergang vom Anguss in den Bereich der Stäbe bewirkt durch die Reduzierung des Querschnitts bei konstantem Volumenstrom der Schmelze eine impulsartige Geschwindigkeitserhöhung der Schmelze in den Stäben. Bei zu großer Geschwindigkeit kann es dadurch zu einer turbulenten Strömung in den Stäben kommen. Bleibt die hohe Geschwindigkeit durch die Stäbe hindurch

erhalten, zeigt sich die Herausforderung durch den zweiten Querschnittsübergang am Ende des Blechpakets: Die Schmelze tritt strahlförmig aus den Nuten im Blech aus, was zu starken Verwirbelungen und Lufteinschlüssen im oberen Kurzschlussring führt. Die Stäbe sind bezüglich der Füllung aufgrund des geringen Querschnitts und der zusätzlichen Kühlwirkung des Elektroblechs im Vergleich zur geschichteten Kokille die kritische Stelle. Daher ist es nötig, einen Kompromiss zwischen ausreichender Geschwindigkeit in den Stäben zum Verhindern eines Kaltlaufs und einer kontrollierten Ausströmung der Schmelze aus den Stäben zu finden, um Verwirbelungen im oberen Kurzschlussring zu vermeiden. In der Füllsimulation wurde hierfür die Gießzeit variiert und entsprechend angepasst, wobei sich eine Gießzeit von ungefähr 0,9 s ergab.

Nach der Füllung des Rotors wurde die Erstarrung betrachtet. Hierbei gibt es zwei kritische Bereiche: Der erste Bereich sind wiederum die Stäbe. Durch die lange, dünne Geometrie erstarren die Stäbe ausgehend von deren Mantelfläche, weshalb eine Speisung über die Kurzschlussringe nur begrenzt möglich ist. Der zweite Bereich ist der dem Anguss abgewandte Kurzschlussring, da dieser zuvor über die Stäbe gefüllt werden muss. Um eine möglichst gute Speisungswirkung zu erzielen, wurde daher eine Speisung von zwei Richtungen als Grundkonzept gewählt. Der Beginn der Erstarrung soll dabei in der Mitte der Stäbe liegen und jeweils in Richtung der Kurzschlussringe verlaufen. Die Speisung erfolgt dementsprechend nicht nur entgegen der Schwerkraftrichtung, sondern auch über einen zusätzlichen Speiser am oberen Kurzschlussring. Durch dieses Konzept wird der maximale Speisungsweg der Stäbe auf die halbe Stablänge reduziert. Der Prozess wurde in der Simulation entsprechend den Vorversuchen für eine Kokillentemperatur zwischen 300 und 400 °C sowie für eine Blechtemperatur zwischen 20 und 200 °C ausgelegt.

Zusätzlich wurde die Entlüftung der Kokille betrachtet. Diese wurde zunächst großzügig dimensioniert und von der Gießkavität hin zu insgesamt zehn Gewindebohrungen geführt, wobei konstruktiv die Möglichkeit zur Abdichtung des Kokillendeckels vorgesehen ist. Durch Anbringung eines Nadelventils und Verschließen der restlichen Bohrungen kann dadurch stufenlos die Entlüftung der Kokille verstellt werden. Das Entlüftungssystem wurde später durch ein Magnetventil ergänzt, um die Entlüftung während des Abgusses ändern zu können. In der Kokille sind 6 Heizpatronen vorgesehen, um eine konstante Temperierung der Kokille während der Versuche zu ermöglichen. Außerdem sind mehrere Thermoelemente konturnah an der Gießkavität angebracht.

Die Bleche der Versuchsgeometrie werden unter Nutzung von Kugelsperrbolzen in die Kokille eingelegt. Die Lagerung der Bleche ist dabei so ausgeführt, dass die Bleche unten am Außendurchmesser auf einem 1 mm breiten Bund aufliegen, während der Kern oben über einen 1 mm breiten Bund am Innendurchmesser der Bleche aufliegt. Der Übergang zwischen Kokille und Steigrohr ist über einen Keramikeinsatz ausgeführt, um die Gefahr eines Zurückfrierens der Schmelze ins Steigrohr zu reduzieren. Bei der Auslegung der Kokille wurde zudem auf einen Gießfilter verzichtet, um eine verzögerte Reaktion des Gießsystems auf vorgegebene

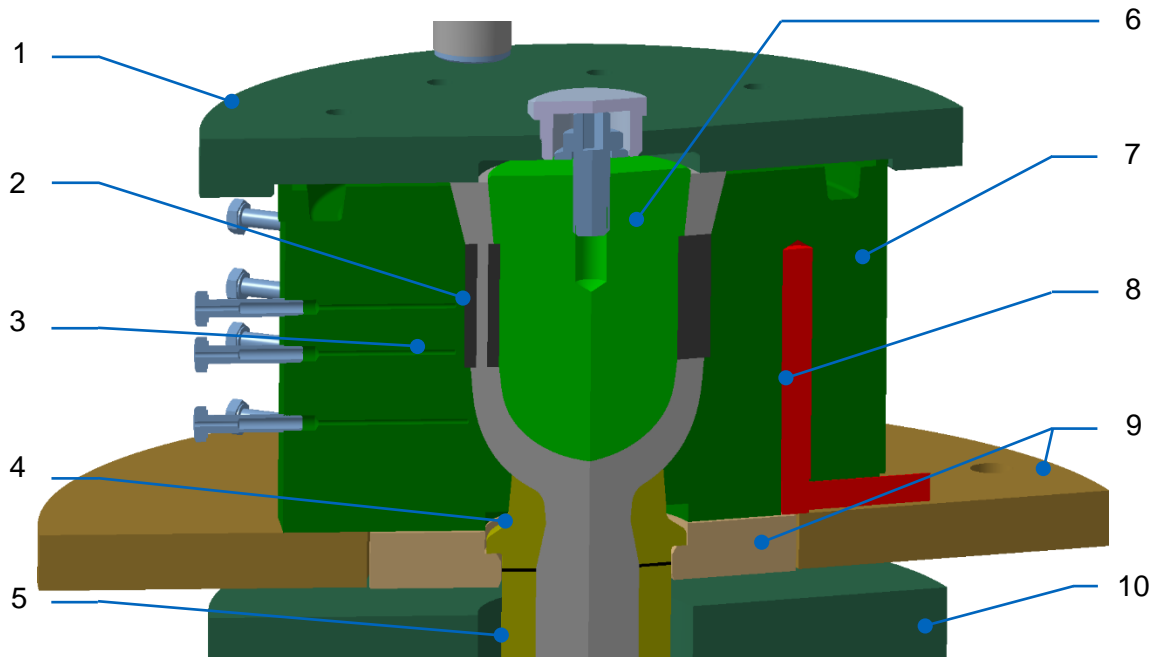


Abbildung 5.9: Schematischer Aufbau der ND-Kokille für die Versuchsgeometrie;

1: Deckel, 2: Elektroblechpaket, 3: Thermoelementbohrung, 4. Keramikeinsatz, 5: Steigrohr, 6: Kern, 7: Kokille, 8: Heizpatrone, 9: Spannplatten, 10: Sekundärheizelement

Druckänderungen zu vermeiden. Abbildung 5.9 zeigt einen Querschnitt der Kokille für die Versuchsgeometrie.

Dadurch dass die Realgeometrie in ihrem Außendurchmesser kleiner als die Versuchsgeometrie war, konnten die Rotoren über einen Einsatz in derselben Kokille abgegossen werden. In der Simulation ergab sich dabei eine Gießzeit von ungefähr 0,6 s. Durch die Abbildung der Rotorgeometrie über einen Einsatz ist das Volumen des oberen Speisers größer als für die Speisung der Stäbe nötig. Dadurch können die bereits in der Kokille vorhandenen Entlüftungsschlitze genutzt werden, wie in Abbildung 5.10 zu erkennen ist. Aufgrund der geringen Abmessungen der Realgeometrie wurden bei der unteren Auflagerfläche jeweils die Bereiche der Stäbe ausgespart, um eine zusätzliche Reduzierung des Querschnitts im Übergang zu den Stäben zu vermeiden. Dies hat den Nachteil, dass die Bleche im richtigen Winkel in die Kokille eingelegt werden müssen, was bei der Einlegehilfe für die Bleche berücksichtigt wurde.

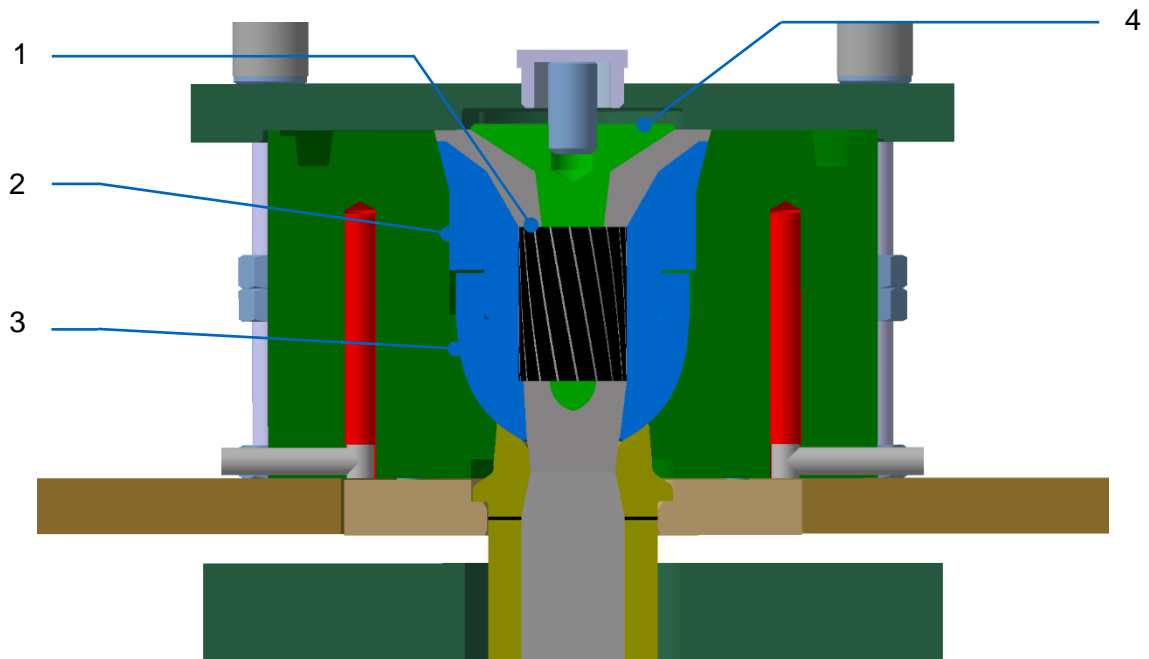


Abbildung 5.10: Schematischer Aufbau der ND-Kokille für die Realgeometrie;
 1: Elektroblechpaket, 2: oberer Einsatz, 3: unterer Einsatz, 4: Realgeometrie-Kern

Auslegung der Niederdruckgießanlage:

Parallel zur Ausarbeitung der Kokille wurde auch die zugehörige Niederdruckgießanlage auf Basis der Erkenntnisse aus den Vorversuchen ausgelegt und konstruiert. Der Kern des Druckluftsystems ist dabei ein 3/2-Wege Proportionalventil, welches eine kontinuierliche Anpassung des Drucks in der Druckkammer im Ofen erlaubt. Die Eingangsseite des Ventils ist mit einem Druckbegrenzungsventil verbunden, welches wiederum eingangsseitig mit einem Drucklufttank verbunden ist. Dies erlaubt eine konstante Druckluftversorgung unabhängig vom hallenseitig verfügbaren Volumenstrom während der Abgüsse. Die Ausgangsseite ist mit einem Vakuumtank zusammen mit einem Mehrkammerejektor verbunden, wodurch die Druckdifferenz und somit der Volumenstrom bei einer Druckreduzierung in der Kammer erhöht wird. Die Anordnung der Komponenten und die Abmessungen der Druckkammer wurden im Hinblick auf eine gute Regelbarkeit des Gesamtsystems festgelegt. Am oberen Ende des Steigrohrs wurde ein Sekundärheizelement angebracht, um ein Einfrieren der Schmelze im Steigrohr zu verhindern.

Die Auslegung der Komponenten erfolgte im Hinblick auf die Regelbarkeit in Kombination mit einer schnellen Reaktionszeit des Systems. Aus diesem Grund wurde ein Piezodruckregelventil als Hauptregelkomponente verwendet, welches zu einem Proportionalventil umgebaut wurde. Dies erlaubte eine Anpassung des Reglers an das vorhandene Druckluftsystem. Zudem wurde das System mit Temperatur- und Durchflusssensoren ausgestattet, um eine Analyse des Verhaltens des Druckluftsystems und eine Kontrolle der Prozesstemperaturen zu ermöglichen. Abbildung 5.11 zeigt ein Bild der Anlage mit Beschriftung der einzelnen Komponenten.

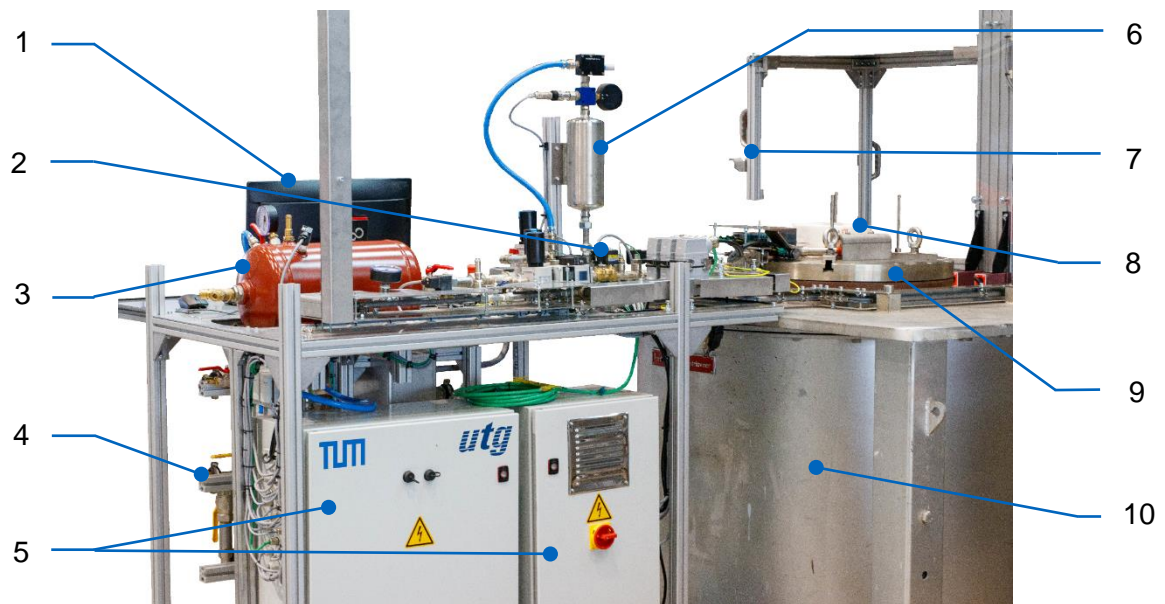


Abbildung 5.11: Niederdruckgießanlage; 1: HMI, 2: Proportionalventil, 3: Drucklufttank, 4: Kühlsystem, 5: Elektrik/Elektronik, 6: Vakuumtank, 7: Einhausung, 8: Sekundärheizelement, 9: Druckkammer, 10: Ofen

5.3.5 Wasserversuche

Nach der Auslegung und Konstruktion der Kokille sowie der Niederdruckgießanlage wurden in einem zweiten Schritt Wasserversuche durchgeführt, um den Regler des Druckluftsystems zu parametrisieren. Hierfür wurden mehrere 3D-gedruckte Formen im SLA-Verfahren gefertigt, wobei ein durchsichtiges Harz für den Druck verwendet wurde. Neben den Geometrien der Versuchs- und Realgeometrie wurde dabei zusätzlich eine Testgeometrie mit mehreren Querschnittübergängen gefertigt, um eine gezielte Einstellung des Reglers und Charakterisierung des Druckluftsystems zu ermöglichen. Die Gießzeiten wurden dabei im Hinblick auf den geringeren nötigen Druck bei der Verwendung von Wasser als Medium im Vergleich zu Aluminiumschmelze umgerechnet, um vergleichbare Druckgradienten zu erhalten. Die Verwendung von durchsichtigen Formen erlaubte eine Betrachtung des Verhaltens des Fluids während der Füllung, wodurch eine erste Abschätzung des Verhaltens der Aluminiumschmelze während eines Abgusses möglich war. Hierbei zeigte sich ein deutlicher Einfluss der Entlüftung auf das Verhalten des Fluids während der Füllung. Eine Begrenzung der Entlüftung erlaubte dabei eine Dämpfung der Fluidströmung. Dies beinhaltet allerdings den Nachteil einer verlangsamtten Füllung, da durch einen sich aufbauenden Gegendruck auf der Entlüftungsseite der auf das Fluid wirkende Relativdruck reduziert wird. Abbildung 5.12 zeigt exemplarisch die 3D-gedruckte Form für die Versuchsgeometrie zur Einstellung des Druckluftsystems.

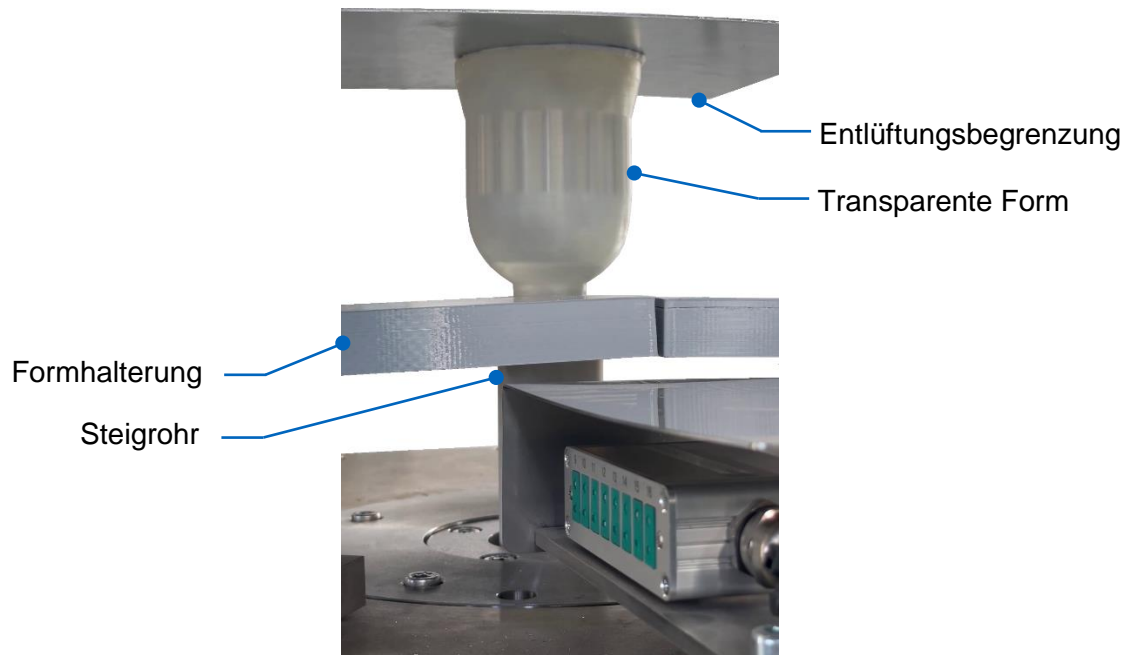


Abbildung 5.12: Aufbau für Wasserversuche zur Validierung von Druckkurven

5.4 Gießversuche

5.4.1 Schwerkraftguss

Die Gießversuche wurden mit Reinaluminium durchgeführt, da es im Vergleich zu Aluminium-Silizium-Legierungen eine höhere elektrische Leitfähigkeit besitzt. Die Herausforderungen liegen in einem kurzen Erstarrungsintervall und einer geringen Fließfähigkeit, sowie einer hohen Oxidationsneigung. In einer ersten Erprobung wurden die Gießparameter bis zum ersten erfolgreichen Gießversuch angepasst. Zur Erprobung der Kokille und des Prozesshandlings wurden zunächst gedruckte Sandkerne anstelle der kostenintensiven Blechpakete verwendet. Die Kokille wurde auf 250 °C vorgeheizt und die Oberfläche dann mit einer isolierenden semipermanenten Schlichte von Foseco (Dycote F140) beschichtet. Die Schlichte dient zum Schutz vor chemischer Erosion von Stahl durch Aluminiumschmelze, der Verbesserung der Fließigenschaften und einer leichten Isolierwirkung. Anschließend wird die Schlichte bei ca. 300 °C eingebrannt. Es wurden nur die schmelzeführenden Bereiche beschichtet. Anschließend wurde die Kokille auf die jeweiligen Zieltemperaturen aufgeheizt. Das Gießsystem aus Anguss und Lauf wurde auf 400 °C und die äußeren Formhälften auf 250 °C aufgeheizt. Der untere Kernzug, der den Elektroblechstapel führt, wurde auf 180 °C temperiert. Hier wurde ein Trade-off zwischen geringer Temperaturbelastung des Blechpakets und Maßabweichungen durch die thermische Ausdehnung gewählt. Der obere Kernzug, in dem der Speiser sitzt und der keinen direkten Kontakt mit dem Blechpaket hat, wurde auf 300 °C erhitzt.

Die Bleche wurden für die Abgüsse abgezählt und lose gestapelt. Zur Ausrichtung und zum Einsetzen wurden sie mittels Kugelsperrbolzen fixiert. Das Blechpaket wurde auf den mittleren Kernzug aufgesteckt und die Seitenteile zusammengefahren. Je nach anvisiertem Parameterset wurde die Temperatur der Bleche mittels eines Kontaktthermoelements vom Typ K gemessen. Mit Erreichen der Zieltemperatur wurden die Kugelsperrbolzen vorsichtig entfernt und der obere Kernzug abgesenkt. Als Zeit bis zur Öffnung der Kokille wurde auf Basis der Simulationen eine Dauer von 45 Sekunden gewählt. Diese zeigte sich in den Versuchen als ausreichend für die Erstarrung des Gießsystems.

Die Abgussparameter sind in *Tabelle 5.2* dargestellt. Für Abguss 0 mit Sandkern und Abguss 1 wurde zunächst mit dem kleinsten Nielsen-Einguss begonnen. Dabei stellte sich heraus, dass die Gießgeschwindigkeit für Abgüsse mit einem Blechpaket nicht ausreicht und es wurde auf die größere Auslegungsvariante des Nielsen-Eingusses umgebaut. Die weiteren Schwankungen in der Gießzeit sind durch den händischen Guss mittels Keramiklöffel begründet. Die Abgüsse 1 bis 4 zeigten, dass eine Erhöhung der Blechtemperatur oder der Schmelzetemperatur für einen erfolgreichen Abguss notwendig ist. Zunächst wurde daher in den Abgüssen 5 & 6 die Blechtemperatur erhöht, wobei bei Abguss 6 der Rotor vollständig gefüllt werden konnte. Um die Prozessstabilität zu erhöhen, wurde im Folgenden die Gießtemperatur auf 755 °C erhöht. Die Versuche 7 bis 11 sowie 13 bis 15 konnten dadurch ebenfalls vollständig gefüllt werden. Bei Abguss 12 führte eine Kombination aus erhöhter Gießzeit und reduzierter Blechtemperatur zu einer unvollständigen Füllung. Die Abgüsse für die Bemusterung sind in *Abbildung 5.13* zu sehen.

Die Füllhöhe des Speisers wurde durch eine angepasste Entlüftung in den Versuchen variiert. Dabei stellte sich heraus, dass die isolierende Wirkung des Luftpolsters sehr effizient wirkt und ein seitliches Einfallen des oberen Kurzschlussrings verhindert. Die Kontakttemperatur ist die mittels Kontaktthermoelement gemessene Temperatur des Blechpakets direkt oberhalb des unteren Kurzschlussrings, da in diesem Bereich die höchste Temperaturbelastung vorliegt.



Abbildung 5.13: Bemusterung des Mindestanforderungsprofils an die Gießparameter für den Abguss der Testgeometrie

In einer zweiten Versuchsreihe wurden die verbliebenen Parametervariationen im gesteckten Versuchsraum abgegossen. Hierbei wurden zudem 3 Blechstapel verwendet, für die zuvor die magnetischen Eigenschaften mittels Ringkernmessung im Basiszustand (0.1-0.3) ermittelt wurden. Damit konnte die absolute Änderung durch den Prozess erfasst werden. Es wurden für diese Abgüsse Variationen mit minimaler und maximaler Belastung des Blechpakets gewählt. Dieses Vorgehen konnte aus Budgetgründen nicht für den gesamten Versuchsraum durchgeführt werden.

Tabelle 5.2: Gießparameter der Bemusterung der Testgeometrie im Schwerkraftguss; Speiservariante beschreibt die Größe des verwendeten Luftpolsters im Speiser, wobei 0 gar kein Luftpolster und 1 die Verwendung des maximal einstellbaren Luftpolstervolumens bedeutet

Versuch	Gießtemp. in °C	Blehtemp. in °C	Kontakttemp. oben in °C	Gießzeit in s	Speiservariante
Sandkern	730	60 - 80	-	-	Luftposter 0/1
0	730	60 - 80	270	4	Luftposter 0/1
1	730	60 - 80	270	2,65	Luftposter 0/1
2	730	60 - 80	265	2-3	Luftposter 0/1
3	730	60 - 80	280	2,2	Luftposter 0/1
4	730	60 - 80	262	1,8	Luftposter 0/1
5	730	190	-	2,0	Luftposter 0/1
6	730	190	280	1,5	Luftposter 0/1
7	755	180	250	2,4	Luftposter 1/1
8	755	170	295	1,7	Luftposter 1/1
9	755	190	307	1,57	Luftposter 1/1
10	755	100	291	1,65	Luftposter 1/2
11	755	80	252	1,35	Luftposter 1/2
12	755	120	271	1,9	Luftposter 1/2
13	755	120	262	1,75	Luftposter 1/3
14	755	190	290	1,4	Luftposter 1/3
15	755	125	282	1,5	Luftposter 1/3

Alle Abgüsse waren erfolgreich. Da entgegen den Erwartungen der relevante Parameterraum durch Abgüsse mit Reinaluminium abgedeckt werden konnte, wurde auf Versuche mit Aluminium-Silizium Legierungen verzichtet. Die bei den einzelnen Abgüssen verwendeten Parameter sind in Tabelle 5.3 dargestellt. Die erfolgreichen Abgüsse wurden anschließend auf die Nennmaße von 5 mm Höhe für die Kurzschlussringe abgedreht. Abbildung 5.14 zeigt exemplarisch einen fertig bearbeiteten Versuchsrotor.

Tabelle 5.3: Verwendete Gießparameter bei der Parametervariation zum Gießen der Testgeometrie im Schwerkraftguss; Speiservariante beschreibt die Größe des verwendeten Luftpolters im Speiser, wobei 0 gar kein Luftpolster und 1 die Verwendung des maximal einstellbaren Luftpolstervolumens bedeutet

Versuch	Ringkernmessung	Gießtemp. in °C	Blehtemp. in °C	Kontakttemp. oben in °C	Gießzeit in s	Speiservariante
0		790	-	-	-	Sandkern, Luftposter 1/1
1	5.1	790	ca. 60	270	1,8	Luftposter 1/1
2	5.2 (0.2)	790	100	265	1,6	Luftposter 1/1
3	5.3	790	180	280	1,55	Luftposter 1/1
4	5.4 (0.1)	758	100	262	1,3	Luftposter 1/1
5	5.5 (0.3)	735	100	-	1,3	Luftposter 1/1, aufgegast



Abbildung 5.14: Abgedrehter Versuchsrotor für die elektromagnetischen Messungen.

5.4.2 Niederdruckguss

Zum Einfahren der Niederdruckgießanlage und der Kokille wurde zunächst die Versuchsgeometrie teils unter Verwendung eines Sandkerns anstelle des Blechstapels abgegossen. Dadurch konnten die Kosten pro Abguss für das Einfahren der Anlage reduziert werden. Die Abgüsse wurden mit Reinaluminium durchgeführt. Der Ausgangspunkt für die Druckkurve war das obere Ende des Steigrohrs, dessen Position über einen Abstandssensor ermittelt wurde. Hierfür wurde zunächst vor dem Abguss eine Referenzmessung durchgeführt, indem ein Blech auf die Kokille gelegt und der Abstand zu dem Blech gemessen wurde. Anschließend wurde der Schmelzefüllstand über den Abstandssensor gemessen. Der Abstand zwischen Blech und Steigrohroberkante war bekannt. Zum Füllen der Gießkavität ist für die Versuchsgeometrie mit der Oberkante des Steigrohrs als Referenz unter Verwendung von Reinaluminium ein Druckanstieg von 34,8 mbar nötig. Aufgrund der geringen Gießzeit von 1,1 s wurde eine lineare Druckkurve gewählt, um Reglerabweichungen von der Sollkurve möglichst gering zu halten. Das Nadelventil für die Entlüftung der Kokille wurde vollständig geöffnet. Sowohl die Kokille als auch der Kern wurden vor den Abgüssen mit einer isolierenden Bornitrid-Schlichte beschichtet. Außerdem wurde der Kern jeweils in einem Ofen vorgewärmt. Um eine konstante Schmelztemperatur sicherzustellen, wurde diese kurz vor dem Abguss bei gefülltem Steigrohr gemessen. Nach dem Einlegen der Bleche wurde der Kokillendeckel aufgesetzt und verschraubt. In einem letzten Schritt folgte noch das Anschließen des Thermoelements im Kern. Um die Erwärmung der Bleche während des Einlegens in die Kokille bis zum Start des Abgusses abschätzen zu können, wurde ein halber Blechstapel in die Kokille bei einer Kokillentemperatur von 255 – 270 °C eingelegt und die Erwärmung der Bleche über ein Kontaktthermoelement gemessen. Dieses Temperaturniveau stellte das untere Ende des Parameterbereichs

dar, in dem die Kokillentemperatur variiert wurde. Hierbei zeigte sich, dass die Bleche nach ungefähr 37 s eine Temperatur von 100 °C annahmen, während nach ungefähr 173 s eine Temperatur von 200 °C anlag. Da das Einlegen der Bleche in der Regel ungefähr 3 min. dauerte, ist bei den Versuchen von einer Blechstapeltemperatur von mindestens 200 °C auszugehen. Insgesamt wurden 36 Bemusterungsversuche durchgeführt. Letztendlich wurden dabei folgende Parameter zum Gießen der Rotoren ermittelt:

- Gießzeit: 1,1 s
- Nachdruck: 30 mbar
- Druckhaltedauer: bis 4,5 s nach Gießbeginn
- Kerntemperatur: 200 °C
- Schmelztemperatur: 750 °C
- Kokillentemperatur: 325 – 340 °C

Bei den Bemusterungsversuchen zeigten sich folgende Gießfehler: Zum einen wiesen die Abgüsse in den Kurzschlussringen Risse auf, die trotz Variation der Schmelze- und Kokillentemperaturen sowie der Gießzeit nicht vermieden werden konnten. Zusätzlich wiesen die Abgüsse mit Sandkernen Risse mittig in den Stäben auf. Die Ursache hierfür liegt in der isolierenden Wirkung des Sandkerns, welche zu einer Veränderung der Erstarrungsrichtung führt. Da die Ringe in diesem Fall zuerst erstarren, gibt es keine Möglichkeit für eine Speisung der Stäbe während der Erstarrung. Da die Risse in den Stäben bei den Abgüssen mit Blechpaketen nicht festgestellt werden konnten, wurden die Risse in den Stäben nicht als Problem erachtet. Als weiterer Gießfehler zeigte sich allerdings, dass bei den Abgüssen mit Elektroblechen jeweils Schmelze zwischen das erste und zweite Blech gelangt ist. Dies ist auf die verwendete Lagerung in der Kokille zurückzuführen: Dadurch, dass das Blechpaket unten über den Außendurchmesser gehalten wird und oben der Kern am Innendurchmesser aufliegt, entsteht ein Spalt aufgrund des Eigengewichts des Kerns zwischen dem ersten und zweiten Blech, welcher für den Gießfehler verantwortlich ist. Da der Fehler eine geometrische Ursache hat, konnte dieser nicht behoben werden. Der Fehler wäre allerdings durch eine Lagerung des Blechstapels am Innendurchmesser vermeidbar. Ein weiteres geometriespezifisches Problem, welches bei der Bemusterung festgestellt wurde, war, dass im unteren Kurzschlussring die Schmelze hauptsächlich von der Oberfläche der Kokille und des Kerns aus erstarrte. Bis der untere Kurzschlussring ausreichend erstarrt war, war eine Randschale aus Aluminium bereits zu weit in den Keramikeinsatz der Kokille zurückerstartet, wodurch das Gussteil verklemmen konnte. Dies deutet auf eine zu geringe Querschnittsänderung im Anschnittbereich der Kokille hin. Das Problem konnte jedoch durch eine lokale Anpassung der Schlichtedicke behoben werden, indem ein Teil der Schlichte jeweils im Bereich der Kurzschlussringe entfernt wurde.

Um das Problem der Rissbildung zu beheben war eine Anpassung der Legierung über eine Kornfeinung nötig. Hierfür wurde der Legierung 0,1 % Ti und 0,02 % B hinzugegeben. Tabelle 5.4 zeigt die Zusammensetzung der Legierung vor und nach der Kornfeinung. Die Daten stellen einen Mittelwert aus zehn Messungen mit einem Funkenspektrometer Foundry Master der Firma Worldwide Analytical Systems AG dar. Nach der Legierungsanpassung konnten keine

Risse festgestellt werden. In Abbildung 5.15 sind beispielhaft zwei gegossene Rotoren der Versuchsgeometrie zu sehen.

Tabelle 5.4: Legierungszusammensetzung der Schmelze bei den verschiedenen Niederdruckgießversuchen in %

Versuch	Kornfeinung	Al	Si	Fe	Ni	Ti	Sr	Bi	Co	B	Ga
vor Nr. 34	nein	99,7	0,0796	0,0865	0,0157	0,0013	0,0121	0,0157	0,0087	0,0058	0,0138
Nr. 34 – 53	ja	99,6	< 0,0009	0,109	0,0199	0,0759	0,0362	0,0081	0,0138	0,0113	0,0144
Nr. 54 – 63	ja	99,7	< 0,0009	0,111	0,0171	0,0602	0,0367	<0,0036	0,0149	0,0021	0,0133

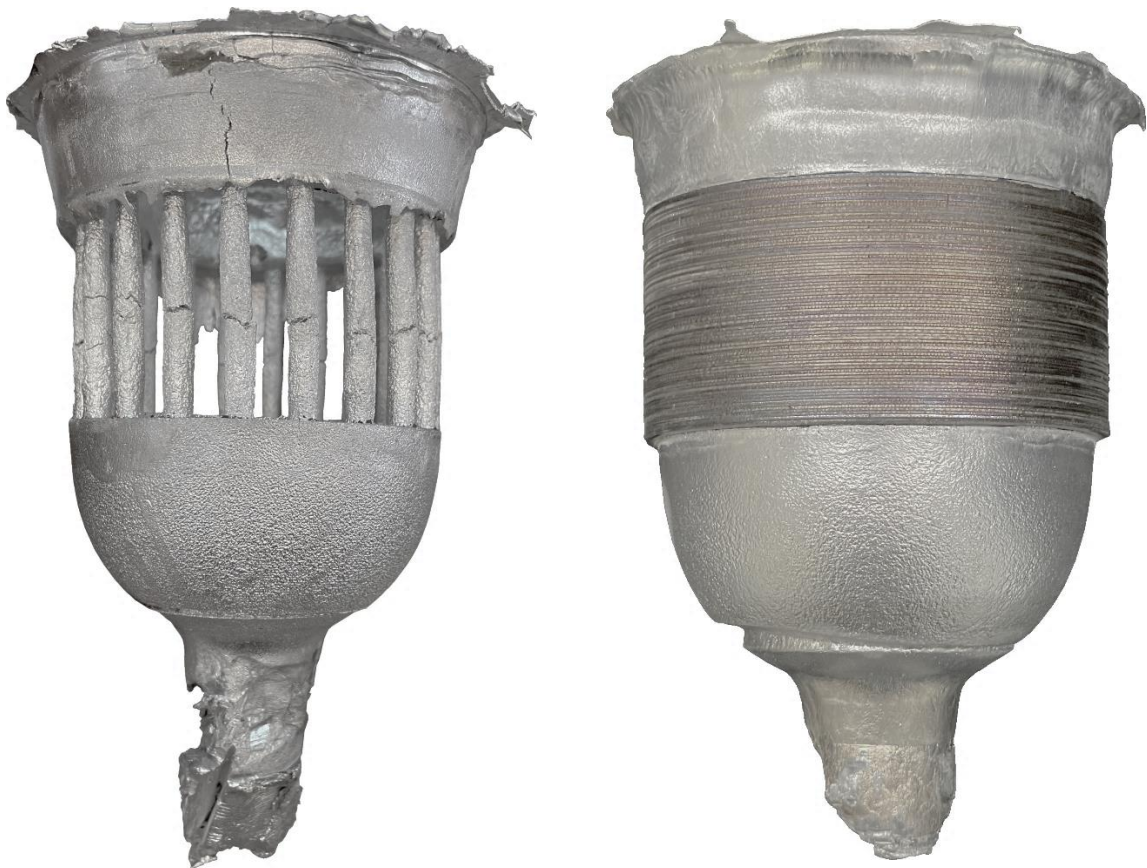


Abbildung 5.15: Darstellung von zwei Niederdruckgussversuchen: Links: Abguss mit Sandkern der Versuchsgeometrie ohne Kornfeinung der Schmelze; Rechts: Abguss mit Blechpaket der Versuchsgeometrie nach Zugabe von 0,1 % Ti und 0,02 % B

Im Anschluss an die Bemusterung wurde eine Parametervariation bei der Versuchsgeometrie durchgeführt. Hierbei wurde die Kokillentemperatur zwischen 255 und 340 °C und die Schmelzetemperatur zwischen 720 und 750 °C variiert. Führt eine Kombination zu keinem erfolgreichen Abguss, wurde die Gießzeit ausgehend von 1,1 s um jeweils 0,1 s reduziert. Die Gießversuche mit den zugehörigen Parametern sind in Tabelle 5.5 zusammengefasst.

Die Abweichungen zwischen der Soll- und Ist-Druckaufbauzeit ergeben sich aus Schwingungen des Reglers während des Druckaufbaus, welche aufgrund der kurzen Druckänderungszeiten und der hohen Anforderungen an die Dynamik des Regelsystems nicht vollständig vermieden werden konnten. Insgesamt wurden fünf Abgüsse bei einer Schmelzetemperatur von 750 °C und einer Heizpatronentemperatur von 400 °C mit einer Sollgießzeit von 1,1 s erfolgreich durchgeführt. Die hierfür verwendete Druckkurve sowie die einzelnen gemessenen Druckverläufe sind in Abbildung 5.16 dargestellt. Entscheidend für die Formfüllung ist der Bereich des Druckanstiegs. Der Bereich ist in der Abbildung entsprechend markiert. Im Anschluss wurde bei den Abgüssen Nr. 40 bis 42 die Heizpatronentemperatur auf 350 °C reduziert. Hierbei konnte lediglich bei Abguss Nr. 41 keine vollständige Füllung erreicht werden, da sich beim Einlegen vier Bleche verdrehten und den Zugang zum oberen Kurzschlussring versperrten. Bei einer weiteren Reduktion der Heizpatronentemperatur auf 300 °C bei den Versuchen Nr. 44 – 47 konnte der Rotor Nr. 44 gerade noch mit einer Sollgießzeit von 1,1 s gefüllt werden, während bei Nr. 45 der obere Kurzschlussring an einer Stelle nicht vollständig auslief.

Bei den Versuchen Nr. 46 und 47 wurde die Sollgießzeit auf 1,0 s reduziert, was zu einer vollständigen Füllung der beiden Rotoren führte. Hierbei ist auch zu beachten, dass während der vier Versuche die Ausgangstemperatur des Kerns von 210 auf 233 °C anstieg, was ebenfalls einen Beitrag zu der erfolgreichen Füllung der Abgüsse Nr. 46 und 47 lieferte. Die Ursache für die steigende Temperatur des Kerns besteht in der Taktzeit. Schließlich wurde die Schmelzetemperatur bei gleichbleibender Kokillentemperatur bei den Abgüssen Nr. 48 – 50 auf 720 – 730 °C reduziert. Bei Abguss Nr. 48 reichte eine Sollgießzeit von 1,0 s nicht aus, um die Rotorgeometrie vollständig zu füllen, weshalb bei den Abgüssen Nr. 49 und 50 die Sollgießzeit auf 0,9 s reduziert wurde. Die Kerntemperatur stieg wiederum während den Abgüssen von 212,5 auf 240 °C an. Bei den restlichen Abgüssen Nr. 51 bis 53 wurde die Heizpatronentemperatur wieder auf 400 °C angehoben, während die Schmelzetemperatur bei 720 – 730 °C belassen wurde.

Tabelle 5.5: Gießparameter der Testgeometrie im Niederdruckguss: T_{Schmelz} : Schmelztemperatur in der Druckkammer; $T_{\text{Steigrohr}}$: gemessene Schmelztemperatur am Steigrohrende; T_{SHE} : Temperatur des Sekundärheizelements

Ver- such Nr.	T_{Schmelz} in °C	$T_{\text{Steigrohr}}$ in °C	T_{SHE} in °C	T_{Blech} in °C	T_{Kokille} in °C	T_{Kern} in °C	Nach- druck in mbar	Soll- Gieß- zeit in s	Ist- Druck- aufbau- zeit in s	Kommen- tar
36	754	746	900	>200	325 – 342	218	30	1,1	1,15	erfolgr.
37	755	745	900	>200	328 – 343	226	30	1,1	1,11	erfolgr.
38	756	745	900	>200	328 – 344	247	30	1,1	1,14	erfolgr.
39	753	745	900	>200	324 – 340	204	30	1,1	1,02	erfolgr.
40	755	750	900	>200	293 – 306	211	30	1,1	1,01	4 Bleche verdreht
41	756	751	900	>200	290 – 304	216	30	1,1	1,10	erfolgr.
42	756	752	900	>200	293 – 305	241	30	1,1	1,15	erfolgr.
43	752	754	900	>200	327 – 342	198	30	1,1	1,04	erfolgr.
44	753	756	900	>200	261 – 273	210	30	1,1	1,10	erfolgr.
45	753	755	900	>200	258 – 269	219	30	1,1	0,90	nicht erfolgr.
46	752	752	900	>200	256 – 268	230	30	1,0	0,85	erfolgr.
47	751	751	900	>200	254 – 265	233	30	1,0	0,87	erfolgr.
48	727	731	870	>200	253 – 264	213	30	1,0	0,85	nicht erfolgr.
49	720 – 714	718	870	>200	254 – 265	229	30	0,9	0,83	erfolgr.
50	719	719	870	>200	255 – 265	240	30	0,9	0,82	erfolgr.
51	722	728	870	>200	323 – 337	220	30	1,1	0,94	nicht erfolgr.
52	723	725	870	>200	328 – 340	249	30	1,1	0,92	nicht erfolgr.
53	723	727	870	>200	328 – 341	262	30	1,1	0,93	nicht erfolgr.

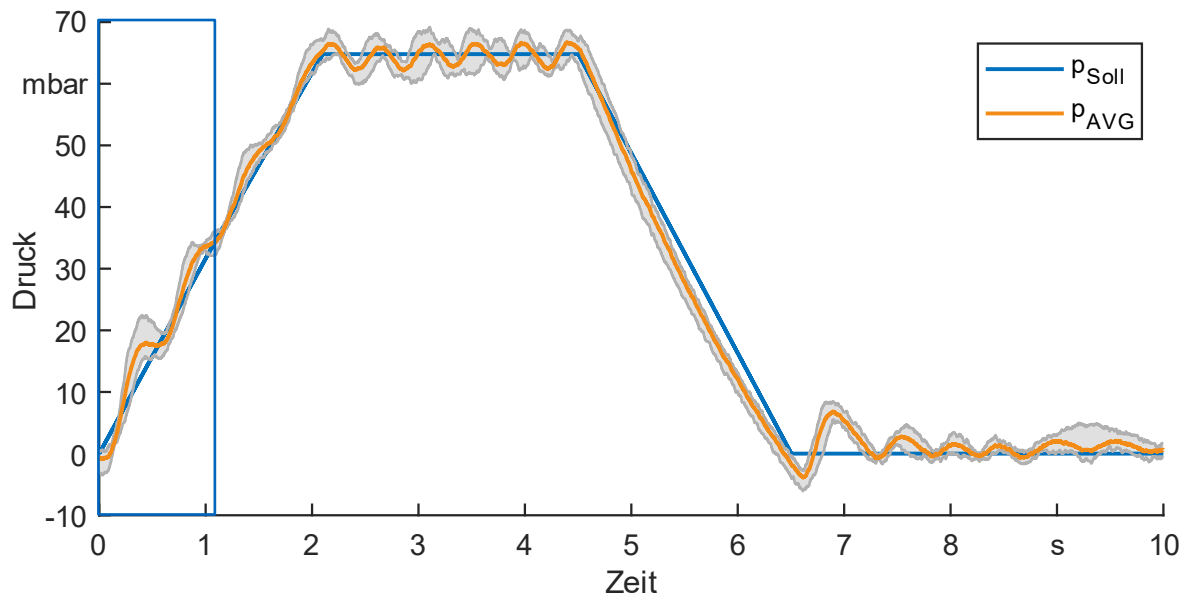


Abbildung 5.16: Druckverläufe der Abgüsse 36-39 und 43 mit einer Gießzeit von 1,1 s; der blau markierte Bereich beeinflusst die Füllung der Rotoren.

Als Sollgießzeit wurden dabei jeweils 1,1 s verwendet. Obwohl bei Abguss Nr. 51 ein Kaltlauf festgestellt wurde, wurde die Gießzeit für Abguss Nr. 52 nicht reduziert. Es zeigte sich, dass Abguss Nr. 52 geradeso noch gefüllt werden konnte, während bei Abguss Nr. 53 erneut ein Kaltlauf vorhanden war. Obwohl die Kerntemperatur wieder von 220 auf 262 °C anstieg, ergaben sich bei der Sollgießzeit von 1,1 s keine stabilen Gießbedingungen für eine zuverlässige Füllung.

Bezüglich der Gießversuche mit der Realgeometrie wurden die Erkenntnisse aus den Abgüssen mit der Versuchsgeometrie angewendet: Der Kokilleneinsatz wurde mit Bornitridschlichte eingesprüht, wobei in den Bereichen der Kurzschlussringe die Schlichtedicke reduziert wurde. Als Gießmaterial wurde Reinaluminium mit 0,1 % Ti und 0,02 % B benutzt. Zum Einlegen der Bleche wurde die angepasste Halterung für die Realgeometrie verwendet. Nach dem Entfernen der Halterung konnte schließlich der Kern eingesetzt und die Kokille verschlossen werden. Wie bereits bei der Versuchsgeometrie wurde zunächst die Erwärmung der Bleche an einem halben Blechstapel gemessen, wobei die Kokillentemperatur diesmal 330 – 345 °C betrug. Der Temperaturbereich bildete dabei wiederum die untere Grenze der Parametervariation ab. Da das Blech bei den meisten Versuchen zusätzlich erwärmt wurde, indem nach dem Einlegen der Bleche zusätzlich 3 min. bis zum Abguss gewartet wurde, erfolgte die Messung der Blechtemperatur ebenfalls erst nach 6 min. Das Blech erreichte dabei ohne Kokillendeckel und Kern eine Temperatur von 320 °C. Eine Übersicht über die verwendeten Parameter in den Versuchen ist in Tabelle 5.6 zu sehen. Da der Kern für die Realgeometrie deutlich kleiner als bei der Versuchsgeometrie war, konnte in diesem keine Thermolementbohrung vorgesehen werden. Aus diesem Grund wurde die Kerntemperatur bei Entnahme des Kerns aus dem Ofen gemessen. Die Abkühlung des Kerns während des Einlegens der Bleche wurde jedoch nicht ermittelt.

Der erste Gießversuch mit der Realgeometrie (Nr. 54) war mit einer Sollgießzeit von 0,7 s bei 750 °C Schmelztemperatur. Die Kokille wurde auf 333 – 345 °C temperiert und der Kern auf 200 °C im Ofen vorgewärmt. Die Parameter reichten nicht aus, um die Rotorgeometrie zu füllen. Versuch Nr. 56 wurde mit einer reduzierten Soll-Gießzeit und einer erhöhten Schmelze- und Kerntemperatur gegossen. Der Kern wurde vor dem Versuch nachgeschlichtet. Dies führte zu einer vollständigen Füllung des oberen Kurzschlussrings des Rotors. Allerdings zeigte sich bereits bei diesem Versuch, dass das vollständige Füllen der Nuten die kritische Komponente darstellt. Hierfür wurden die Gießzeit, die Temperatur des Sekundärheizelements, des Kerns sowie der Kokille weiter angepasst. Außerdem wurde die Blechtemperatur durch eine Wartezeit von 3 Minuten (Nr. 58 – 62) bzw. 8 Minuten (Nr. 63) vor Beginn des Abgusses erhöht und der Nachdruck von 30 mbar auf 60 mbar angehoben. Eine weitere Anpassung war das Hinzufügen eines Magnetventils an der Entlüftung der Kokille (ab Versuch Nr. 61). Durch das Ventil konnte der Entlüftungsquerschnitt während des Abgusses verändert werden. So war es möglich, die Stäbe ohne Einschränkung der Dynamik des Druckluftsystems zu füllen. Gleichzeitig konnte die Geschwindigkeit der Schmelze bei der Füllung des oberen Kurzschlussringes reduziert und die Bewegung der Schmelze gedämpft werden, wodurch eine gleichmäßigere Füllung des oberen Kurzschlussrings erreicht wurde. Bei Versuch Nr. 63 wurde zusätzlich ein Sandkern im Bereich des oberen Speisers der Kokille eingelegt, um das Speiservolumen zu reduzieren, damit der Nachdruck früher zur Füllung der Nuten genutzt werden kann. Abbildung 5.17 zeigt ein Bild des gegossenen Rotors. Die Nuten konnten vollständig gefüllt werden. Ein Problem beim Gießen der Realgeometrie stellte der Zeitpunkt der Druckwegnahme nach dem Erstarren des Rotors dar. Aufgrund der Verwendung eines Einsatzes zur Abbildung der Gießkavität war es nötig, ein sehr kurzes Angussystem zu verwenden.



Abbildung 5.17: Abguss der Realgeometrie im Niederdruckgießverfahren

Hierbei zeigte sich, dass das Aluminium in diesem Bereich früh eine erstarrte Randschicht an der Kokillenoberfläche bildet. Dadurch konnte die Schmelze bis zum Keramikeinsatz zurück-erstarren, bevor der untere Kurzschlussring ausreichend gespeist werden konnte. Dieses Verhalten trat unter anderem bei Rotor Nr. 63 auf. Allgemein konnte beim Gießen der Realgeometrie der Gießfehler der Schmelze zwischen dem ersten und zweiten Blech nicht beobachtet werden. Es wurden auch keine Risse im Kurzschlusskäfig festgestellt.

Tabelle 5.6: Gießparameter der Parametervariation der Realgeometrie im Niederdruckguss:
 T_{Schmelz} : Schmelzetemperatur in der Druckkammer; $T_{\text{Steigrohr}}$: gemessene Schmelzetemperatur am Steigrohrende; T_{SHE} : Temperatur des Sekundärheizelements

Ver- such Nr.	T_{Schmelz} in °C	$T_{\text{Steigrohr}}$ in °C	T_{SHE} in °C	T_{Blech} in °C	T_{Kokille} in °C	T_{Kern} in °C	Nach- druck in mbar	Soll- Gieß- zeit in s	Ist- Druck- aufbau- zeit in s	Kommen- tar
54	755	750	900	>200	333 – 345	164	30	0,7	0,67	nicht er- folgr.
55	756	792	950	>200	375 – 387	170	30	0,5	0,36	nicht er- folgr.
56	758	805	970	>200	379 – 391	180	30	0,4	0,32	Nuten nicht vollst.
57	758	801	970	>200	378 – 389	214	30	0,4	0,30	Nuten nicht vollst.
58	754	800	980	>320	369 – 385	282	30	0,25	0,29	Nuten nicht vollst.
59	756	814	980	>320	377 – 389	313	30	0,25	0,27	Nuten nicht vollst.
60	751	805	980	>320	353 – 381	318	60	0,25	0,32	Nuten nicht vollst.
61	755	807	980	>320	352 – 382	319	60	0,25	0,30	Nuten nicht vollst.
62	755	812	980	>320	355 – 381	332	60	0,25	0,28	Nuten nicht vollst.
63	746	803	980	>320	470 – 484	314	60	0,25	0,32	erfolgr.

5.5 Messergebnisse

Die magnetischen Eigenschaften von Elektroblechen können auf verschiedene Weise beeinflusst werden. Zu diesen Einflüssen gehören der Eigenspannungszustand sowie die Orientierung der Eigenspannungen relativ zur Magnetfeldrichtung, die metallographische Textur, der Siliziumgehalt und die Korngrößen des Bleches (Weiss 2019). Im Folgenden werden die Elektrobleche im Hinblick auf eine Veränderung der magnetischen Eigenschaften untersucht, wobei zusätzlich Untersuchungen zur Ermittlung des Ursprungs der Veränderungen, falls vorhanden, durchgeführt werden.

Um den Einfluss des Gießprozesses auf die magnetischen Eigenschaften der Bleche bewerten zu können, wurden zunächst Referenzmessungen an mehreren unbehandelten Blechen durchgeführt. Die Ergebnisse sind in Abbildung 5.18 und Abbildung 5.19 zu sehen. Die beiden Abbildungen zeigen eine geringe Streuung der verschiedenen Bleche bzw. Blechstapel.

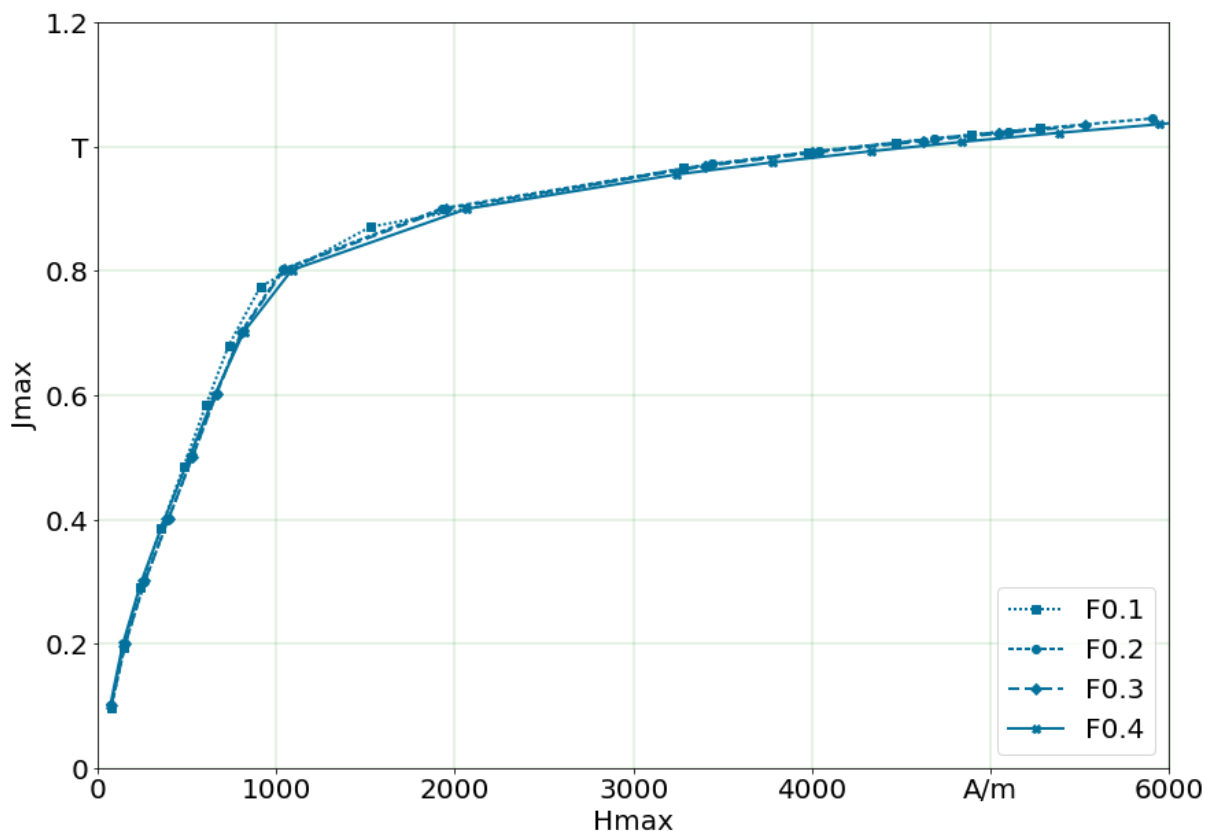


Abbildung 5.18: Magnetische Messungen F0.1 - F0.4 H_{\max} - J_{\max} : unveränderter Blechstapel 40 mm

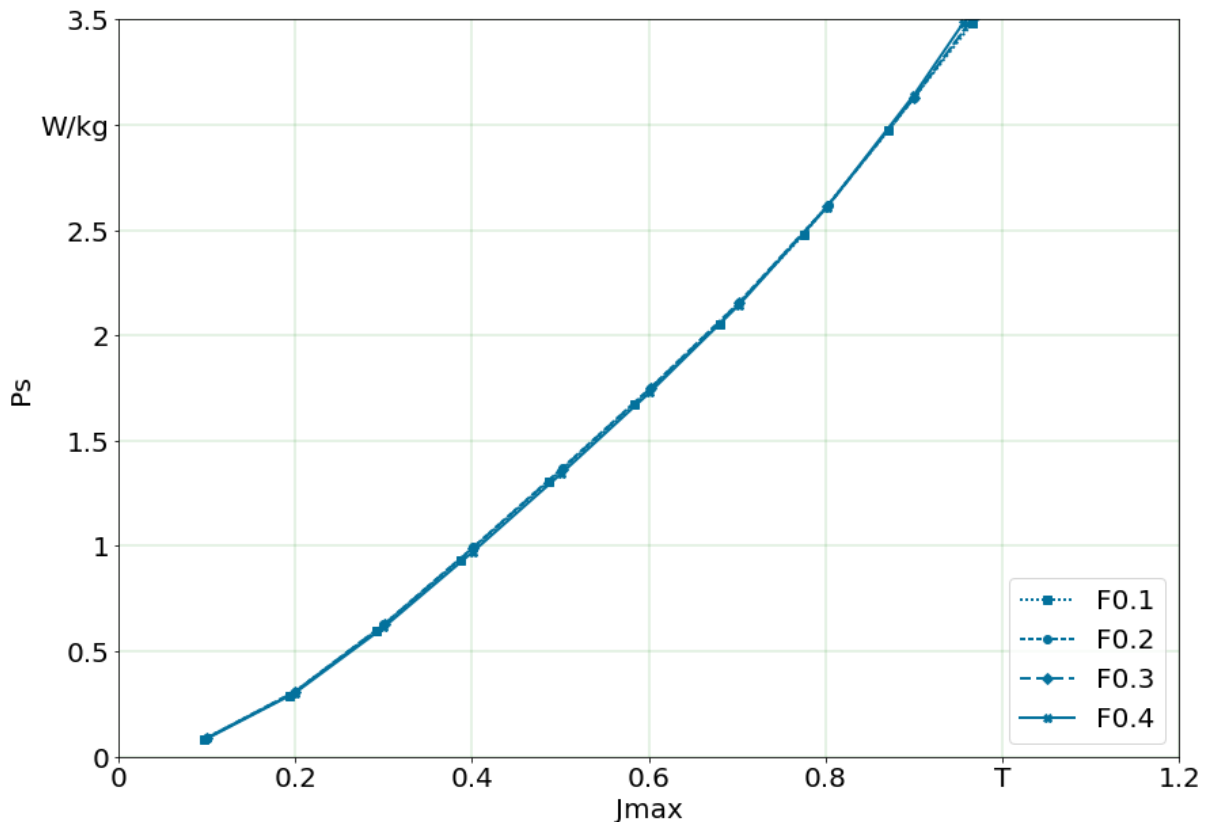


Abbildung 5.19: Magnetische Messungen F0.1 - F0.4 J_{\max} - P_s : unveränderter Blechstapel 40 mm

5.5.1 Untersuchung des Temperatureinflusses auf die Elektrobleche

Um eine separierte Betrachtung des Temperatureinflusses beim Gießen auf die magnetischen Eigenschaften der Elektrobleche zu ermöglichen, wurden Wärmebehandlungsversuche an Blechstapeln und Einzelblechen durchgeführt. In einem ersten Versuch wurden dabei insgesamt sechs Blechstapel bei zwei verschiedenen Temperaturen für unterschiedlich lange Zeit jeweils einer konstanten Temperatur ausgesetzt und anschließend bei Raumtemperatur abgekühlt. Um eine schnelle Aufheizrate zu erreichen, wurden dabei zwei Öfen genutzt. Der erste Ofen war auf 1200 °C eingestellt und diente zum Vorwärmen der Bleche. Anschließend wurden die Blechstapel in den zweiten Ofen gegeben und dort für die vorgesehene Haltedauer bei konstanter Temperatur belassen. An einem der Blechstapel wurde der Temperaturverlauf mittels Thermoelements gemessen. Für eine bessere Vergleichbarkeit wurden jeweils drei Blechstapel gleichzeitig wärmebehandelt. Es wurden mit 270 – 300 °C und 370 – 400 °C zwei verschiedene Haltetemperaturen betrachtet, wobei die Blechstapel jeweils für 10, 30 und 60 min. bei der Temperatur gehalten wurden. Tabelle 5.7 zeigt eine Übersicht über die verwendete Parametervariation. Abbildung 5.20 zeigt die beiden gemessenen Temperaturverläufe der Wärmebehandlungen. In jedem Temperaturverlauf sind drei Unregelmäßigkeiten zu erkennen. Die erste Unregelmäßigkeit stellt den Wechsel zwischen Vorwärmofen und Halteofen dar. Bei den anderen beiden Unregelmäßigkeiten wurde jeweils der Ofen geöffnet, um einen der Blechstapel zu entnehmen.

Tabelle 5.7: Parametervariation für die Wärmebehandlung der Elektrolechstapel

Probenbezeichnung	Haltetemperatur in °C	Haltedauer in min.
0.5	-	-
1.1	270 – 300	10
1.2	270 – 300	30
1.3	270 – 300	60
2.1	370 – 400	10
2.2	370 – 400	30
2.3	370 – 400	60

Im Anschluss an die Wärmebehandlung wurden die Blechstapel mittels Ringkernmessverfahren auf ihre magnetischen Eigenschaften untersucht. Als Anregungsfrequenz wurden dabei 50, 100, 200 und 400 Hz verwendet. Da der Verwendung des Blechs in einem Asynchronmotor die Anregungsfrequenz von 50 Hz am nächsten kommt, sind in Abbildung 5.21 und Abbildung 5.22 die Verläufe für 50 Hz dargestellt, wobei erstere die maximale Polarisierung J_{\max} über der maximalen magnetischen Feldstärke H_{\max} und letztere die Eisenverluste P_{Fe} über der maximalen Polarisierung J_{\max} der Hysteresekurven zeigt. Bei den Eisenverlusten ist eine geringfügige Änderung bei den Blechstapeln 30 min. bei 300 °C, 10 min. bei 400 °C und 60 min. bei 400 °C zu erkennen, wobei bei den ersten beiden eine leichte Erhöhung und bei letzterem eine geringe Reduzierung der Eisenverluste zu erkennen ist. Die restlichen Messungen wiesen keine Abweichung zur Referenzmessung auf. Prinzipiell zeigt dies, dass durch die Wärmebehandlung die Schwankungsbreite der Eisenverluste erhöht wird, jedoch kann kein eindeutiger Zusammenhang zwischen den Eisenverlusten und der Haltetemperatur bzw. Haltedauer erkannt werden. Im $J_{\max} - H_{\max}$ - Diagramm, welches die Hystereseverluste widerspiegelt, zeigt sich hingegen eine deutliche Abweichung der Verläufe von den Blechstapeln, die für 60 min. wärmebehandelt wurden, während bei den restlichen Verläufen kein Unterschied zur Referenzmessung erkennbar ist. Beide abweichenden Blechstapel weisen ein Einsetzen der Sättigung bei höheren Feldstärken auf, wodurch sich in diesem Bereich eine Reduzierung der Hystereseverluste ergibt. Das bei 300 °C wärmebehandelte Blechpaket zeigt dabei geringere Hystereseverluste als der bei 400 °C wärmebehandelte Blechstapel. Der Unterschied ist möglicherweise auf mehrere gegenläufigen Effekte oder auf eine erhöhte Streuung der magnetischen Eigenschaften nach der Wärmebehandlung zurückzuführen.

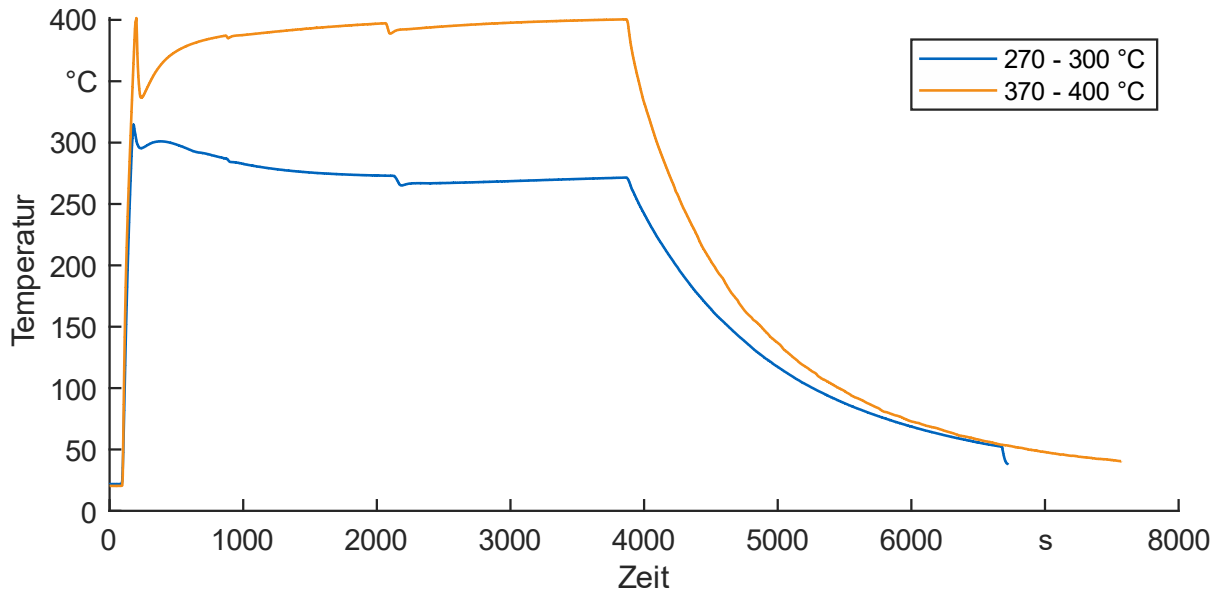


Abbildung 5.20: Temperaturverlauf bei Wärmebehandlungsversuchen von Elektroblechstapeln

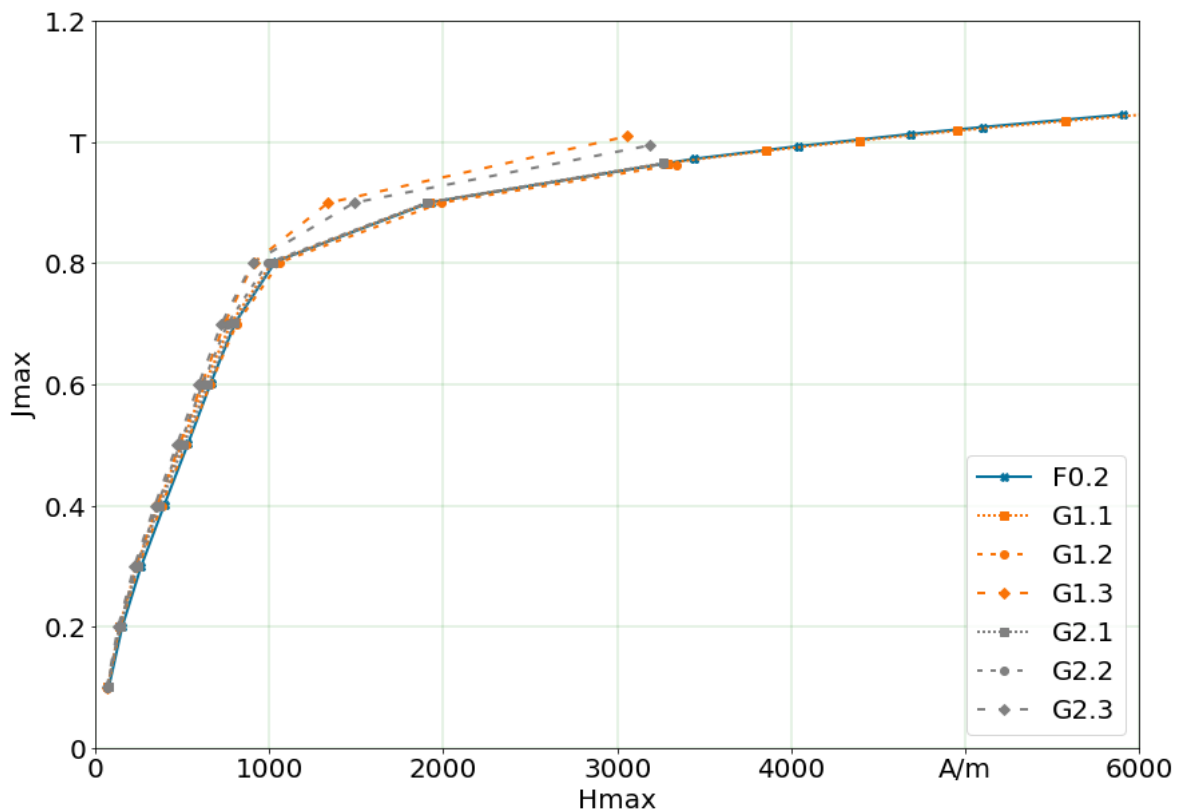


Abbildung 5.21: Magnetische Messungen F0.2, G1.1 - G1.3, G2.1 - G2.3 H_{max} - J_{max} : wärmebehandelter Blechstapel 40 mm

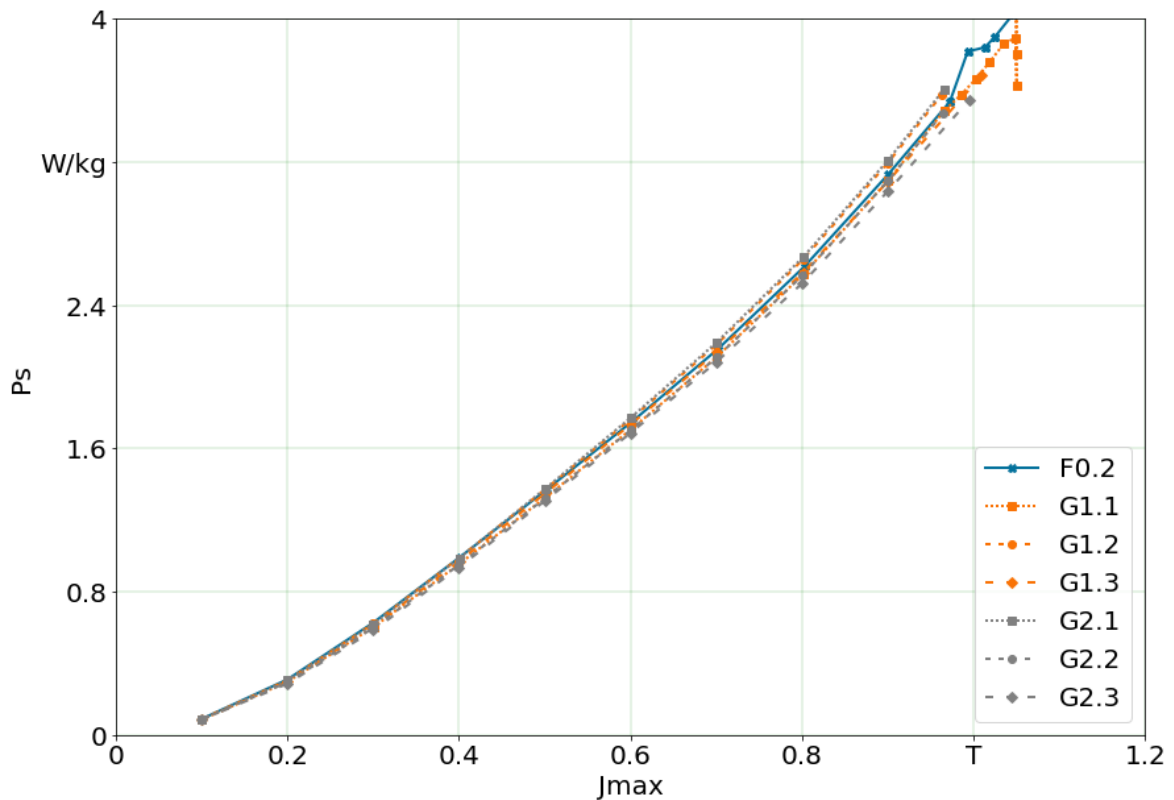


Abbildung 5.22: Magnetische Messungen F0.2, G1.1 - G1.3, G2.1 - G2.3 J_{\max} - P_s : wärmebehandelter Blechstapel 40 mm

Um eine Ursache für die Veränderungen der magnetischen Eigenschaften zu ermitteln, wurden im Anschluss Eigenspannungsmessungen mittels der Bohrlochmethode durchgeführt. Hierfür wurde aus den 60 min. wärmebehandelten Paketen sowie aus dem bei 400 °C für 10 min wärmebehandelten Paket jeweils mittig ein Blech entnommen und für die Messung mit einem Dehnungsmessstreifen versehen. Zusätzlich wurde ein unbehandeltes Paket präpariert. Abbildung 5.23 zeigt beispielhaft einen applizierten DMS. In Abbildung 5.24 sind die Ergebnisse der Messungen in tangentialer und radialer Blechrichtung dargestellt. Bezüglich der Messung in radialer Richtung schwanken die Messungen um -0,5 MPa. Dies kann durch einen zu geringen Abstand der Bohrung zum Rand des Bleches begründet werden. In tangentialer Richtung zeigt sich hingegen eine Reduzierung der Eigenspannungen der wärmebehandelten Bleche im Verhältnis zum unbehandelten Blech.

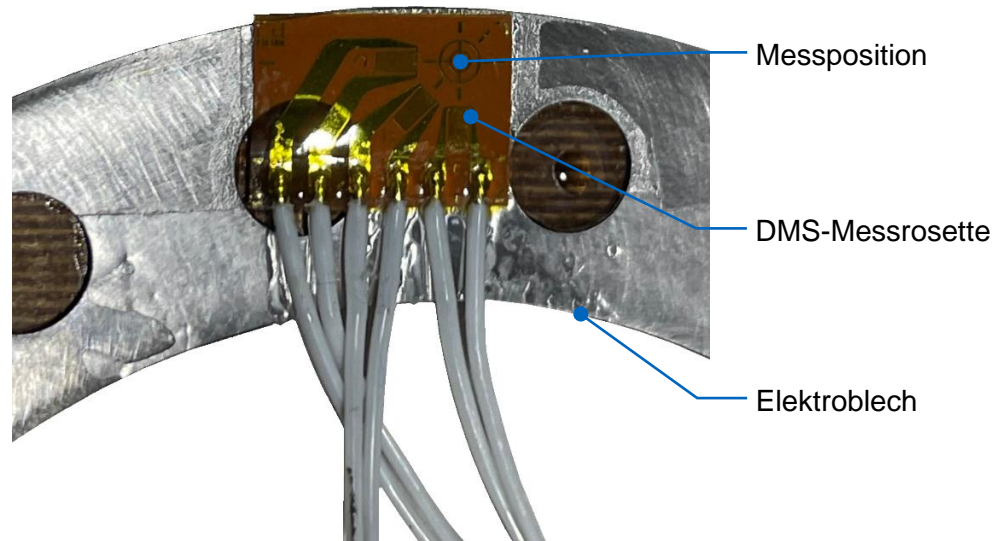


Abbildung 5.23: Applizierter Dehnmessstreifen zur Durchführung einer Bohrlochmessung an der Versuchsgeometrie

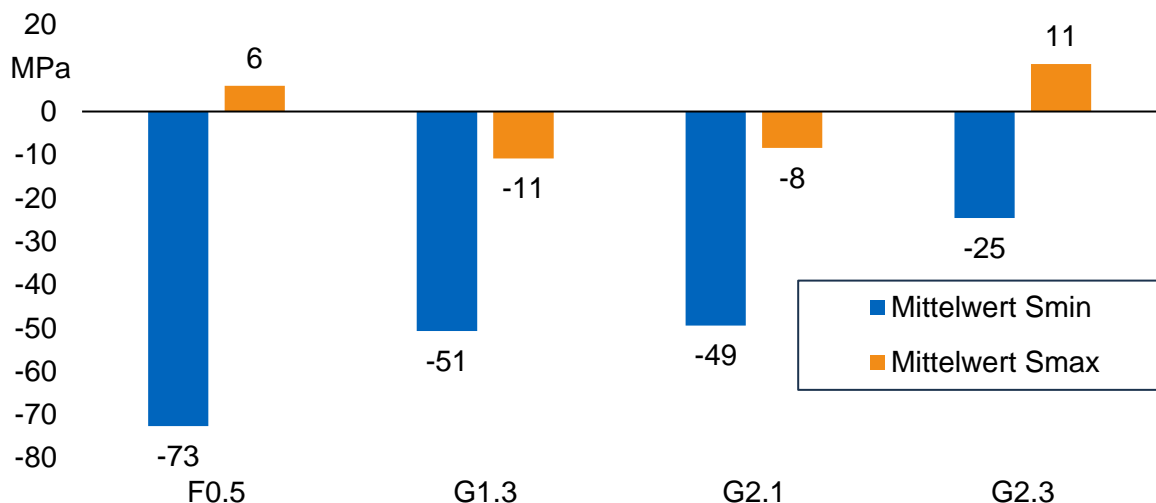


Abbildung 5.24: Eigenspannungsergebnisse der Bohrlochmessungen an wärmebehandelten Blechstapeln

Da es bei dem Versuchsaufbau aufgrund der hohen Wärmekapazität des Blechstapels nötig war, mit zwei Öfen zu arbeiten, um eine ausreichend schnelle Aufheizung der Bleche zu ermöglichen, konnte keine durchgehend konstante Haltetemperatur erreicht werden. Aus diesem Grund wurden weitere Wärmebehandlungsversuche an Einzelblechen durchgeführt.

Beim nächsten Versuch wurden insgesamt acht Proben betrachtet, von denen vier Proben wärmebehandelt wurden. Zwei Proben wurden aus einem der druckgegossenen Serienrotoren von AMK Motion entnommen, indem eine ungefähr 5 mm dicke Scheibe aus dem Rotor her- ausgetrennt und diese Scheibe in zwei Teile geschnitten wurde. Dadurch ergeben sich zwei

ebene Schnittflächen durch das Blech, die lediglich durch die Schnittbreite voneinander entfernt sind. Nach diesem Prinzip wurden sechs weitere Proben aus einem der gelaserten Bleche der Versuchsgeometrie entnommen. Die Probengeometrien mit der jeweiligen Messposition sind in Abbildung 5.25 dargestellt. Je eine der beiden Probenpaare wird im Anschluss wärmebehandelt, wodurch die Vergleichbarkeit der Ergebnisse gegeben ist. Für die Wärmebehandlung werden alle Proben in einen Ofen bei 450 °C eingelegt, bis diese ihre Solltemperatur von in diesem Fall 390 °C erreichen. Anschließend wird die Ofentemperatur entsprechend reduziert. Die Haltedauer betrug 60 min. Der sich ergebende Temperaturverlauf ist in Abbildung 5.26 dargestellt.

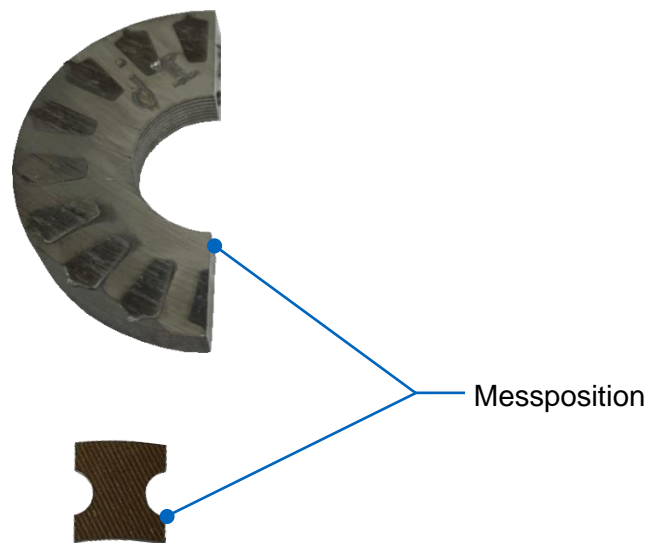


Abbildung 5.25: Verwendete Probengeometrien zur Durchführung von Mikrohärtmessungen

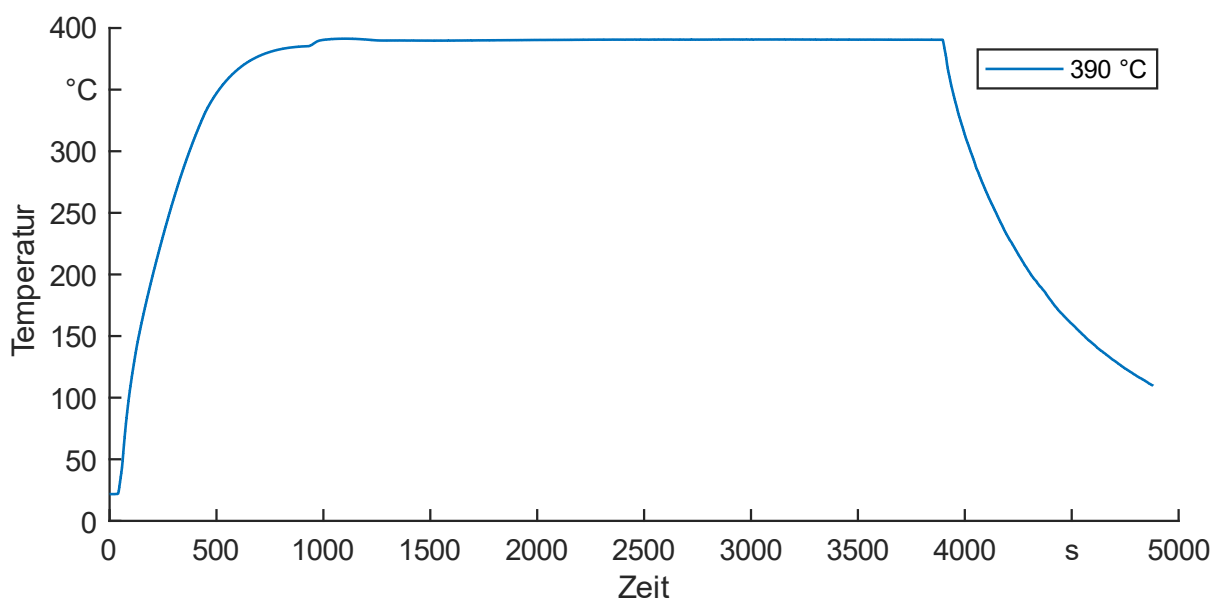


Abbildung 5.26: Temperaturverlauf bei der Wärmebehandlung von Elektroblech zur Mikrohärtmessung

Anschließend wurden die Proben eingebettet, geschliffen und poliert, um Mikrohärtemessungen an den Proben durchführen zu können, wobei zwei der Proben aus dem Einzelblech händisch geschliffen und poliert wurden. Alle Proben wurden kalt eingebettet. Die Mikrohärtmessungen wurden in Abhängigkeit vom Abstand zu einer Schnittlinie durchgeführt. Die Ergebnisse sind in Abbildung 5.27 dargestellt. In den Verläufen ist ein Unterschied zwischen den schergeschnittenen und den lasergeschnittenen Blechen zu erkennen, wobei die Ergebnisse jeweils eine gute Übereinstimmung mit Verläufen aus der Literatur zeigen (Araujo et al. 2010). Der Verlauf der Härte ist dabei bei den lasergeschnittenen Blechen bis zur Schneidkante nahezu konstant, während bei den schergeschnittenen Proben ein Härteanstieg durch die Kaltverfestigung zu sehen ist. Bei Betrachtung der lasergeschnittenen Bleche ist zudem ein Unterschied zwischen den maschinell und den händisch präparierten Proben zu erkennen, wobei erstere eine durchgehend höhere Härte aufweisen. Dies kann auf eine erhöhte Belastung der Bleche bei der Präparation zurückgeführt werden. Da die schergeschnittenen Probenstücke aus mehreren Blechen bestanden, zeigten diese eine geringere Anfälligkeit bezüglich einer Beeinflussung durch die Probenaufbereitung.

Dies ist daran zu erkennen, dass die Härtewerte der beiden schergeschnittenen Proben bei ausreichend großem Abstand zur Blechkante auf einem ähnlichen Niveau wie die händisch präparierten lasergeschnittenen Proben liegen. Bezüglich der Wärmebehandlung konnte hingegen kein signifikanter Unterschied in den Härteverläufen festgestellt werden, was auf eine geringe Beeinflussung des Eigenspannungszustands hindeutet.

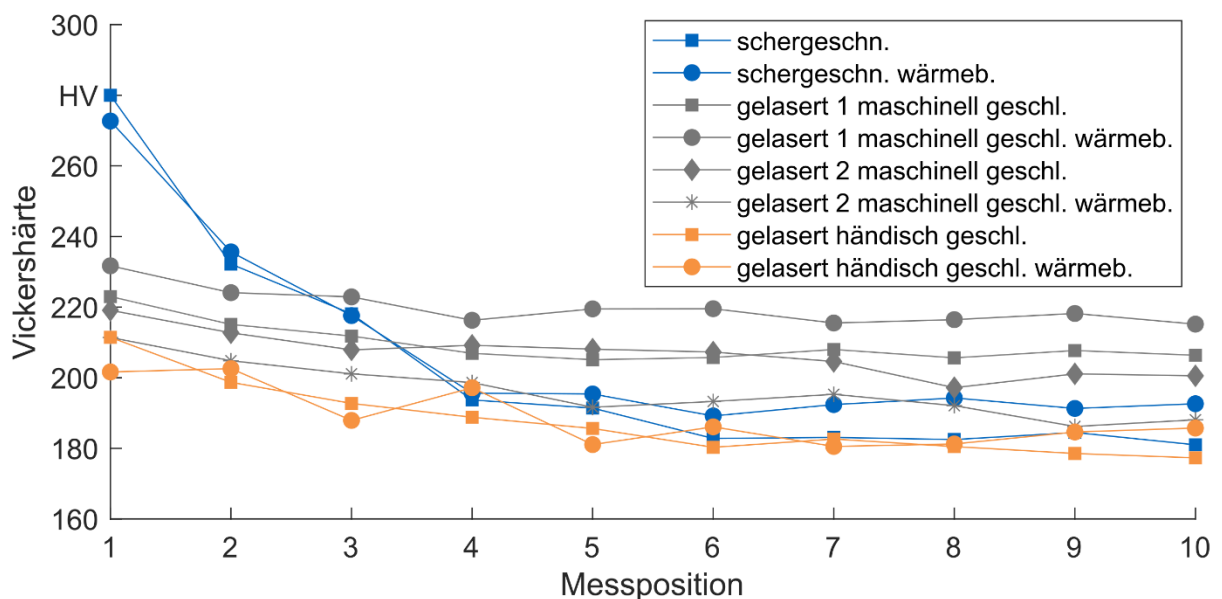


Abbildung 5.27: Mikrohärtmessungen an schergeschnittenen und gelaserten Elektroblechen. Die Messposition gibt den Abstand von der Schneidkante wieder. Die Abstände zwischen zwei Messpositionen sowie zwischen Messposition 1 und der Schneidkante betragen 40 μm .

Zusätzlich zur Härte wurden an den Proben die Korngrößen ermittelt. Hierbei ergab sich bei den schergeschnittenen Proben eine Korngrößenkennzahl von 5,0, während die lasergeschnittenen Proben eine Korngrößenkennzahl zwischen 3,0 und 3,5 aufweisen. Der Unterschied kann dadurch erklärt werden, dass das schergeschnittene Blech, da es aus einem Serienrotor entnommen wurde, aus einer anderen Charge stammt als das lasergeschnittene Blech. Bezüglich der Wärmebehandlung konnte wiederum kein signifikanter Unterschied in der Korngrößenkennzahl festgestellt werden.

In einem weiteren Versuch wurde eine Wärmebehandlung von sechs Blechen durchgeführt. Hierbei wurden jeweils drei Bleche für 10, 30 und 60 min. in einen Ofen gegeben. Die Haltezeittemperatur war 240 °C bzw. 400 °C. An drei der sechs Proben, nämlich an den beiden 60 min. lang wärmebehandelten und an dem bei niedrigerer Temperatur für 30 min. wärmebehandelten Blech, wurden die Eigenspannungen mittels Röntgendiffraktometrie ermittelt, wobei an Letzterem zusätzlich die metallographische Textur betrachtet wurde. Abbildung 5.28 zeigt die entsprechenden Temperaturverläufe. Die Untersuchungen wurden wiederum vor und nach der Wärmebehandlung durchgeführt. Bezüglich der metallographischen Textur konnte kein wesentlicher Unterschied zwischen vor und nach der Wärmebehandlung festgestellt werden. Hinsichtlich der Eigenspannungsmessungen ergab sich, dass entgegen den Erwartungen keine Reduktion des Eigenspannungszustands nach der Wärmebehandlung vorhanden war. Dies widerspricht den Ergebnissen der Bohrlochmethode aus dem ersten Versuch.

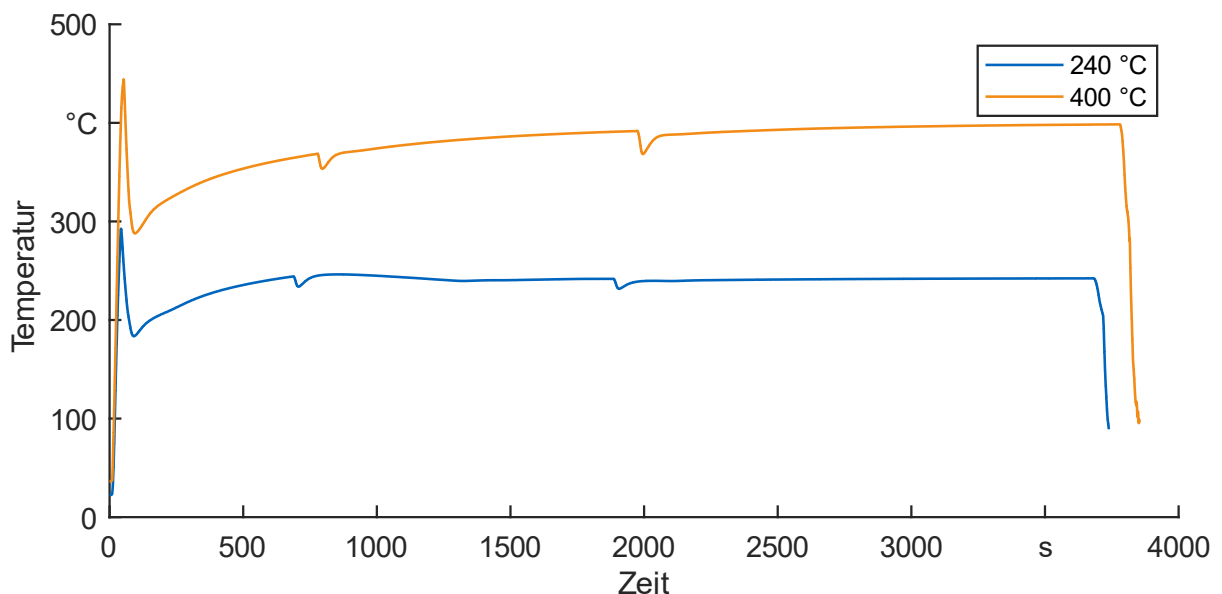


Abbildung 5.28: Temperaturverlauf bei Wärmebehandlung der Einzelbleche für Röntgendiffraktometrierversuche

Schließlich wurden noch drei weitere Einzelbleche wärmebehandelt, wobei zuvor und danach Ringkernmessungen an den Blechen durchgeführt wurden. Für die Ringkernmessungen wurden die Einzelbleche jeweils zwischen zwei Kunststoffringe mit einer Höhe von 5 mm gelegt, um die Bleche während der Bewicklung zu stabilisieren. Die Haltetemperaturen bei der Wärmebehandlung waren 250 °C bzw. 400 °C. Als Haltedauer wurden bei der niedrigeren Temperatur einmal 60 min. und einmal 12 h gewählt, während bei der höheren Temperatur nur eine Haltetemperatur von 12 h verwendet wurde. Auf diese Weise sollte der Einfluss einer längeren Haltedauer auf die magnetischen Eigenschaften der Bleche untersucht werden. Tabelle 5.8 zeigt eine Übersicht über die verwendete Parametervariation. Die Temperaturverläufe sind in Abbildung 5.29 zu sehen. Die Ergebnisse der Messungen sowie einer Referenzmessung an einem Blechstapel zeigen Abbildung 5.30 und Abbildung 5.31. Zunächst ist zu erkennen, dass sich die Referenzmessungen am Stapel und an den Einzelblechen unterscheiden. Dies kann auf die Bewicklung der Bleche mit den beiden Kunststoffringen zurückgeführt werden: Die Verwendung der Kunststoffringe führt zu einem signifikanten Magnetfluss durch den Kunststoff, wodurch sich eine Verfälschung der ermittelten Absolutwerte ergibt. Für einen absoluten Vergleich wäre eine Kompensation des Magnetflusses außerhalb des Elektrobleches bei der Berechnung der Ergebnisse nötig.

Tabelle 5.8: Parametervariation für die Wärmebehandlung der Einzelbleche

Probenbezeichnung	Haltetemperatur in °C	Haltedauer in h
3.1	-	-
3.2	-	-
3.3	-	-
3.4	250	1
3.5	400	12
3.6	400	12

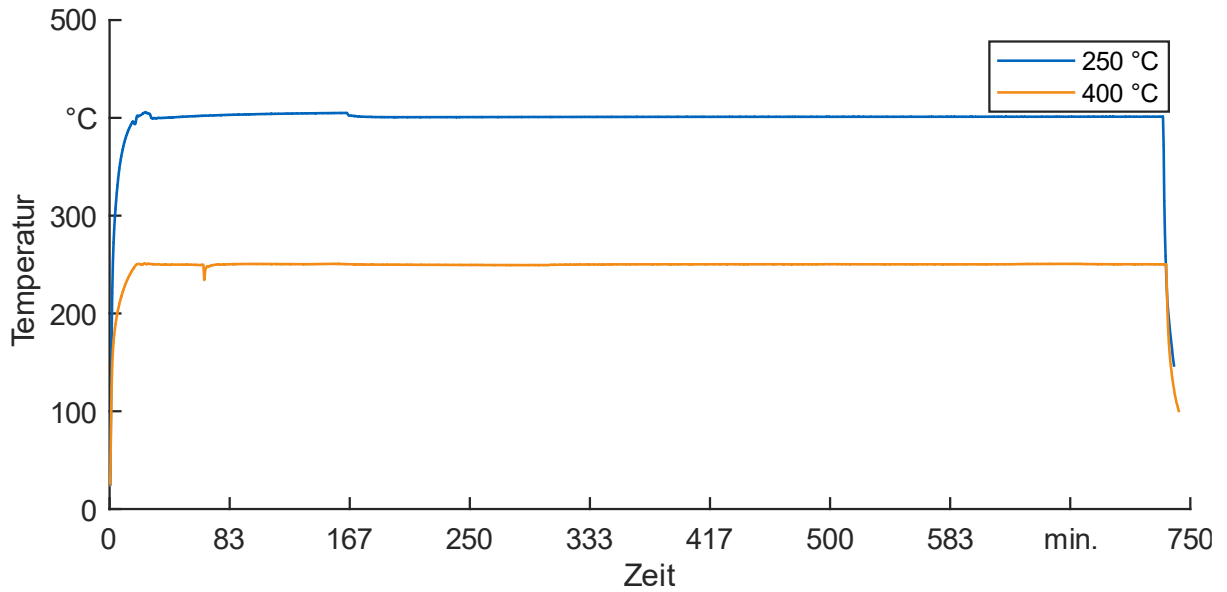


Abbildung 5.29: Temperaturverläufe der Wärmebehandlung von Einzelblechen für Ringkernmessungen (3.4 – 3.6)

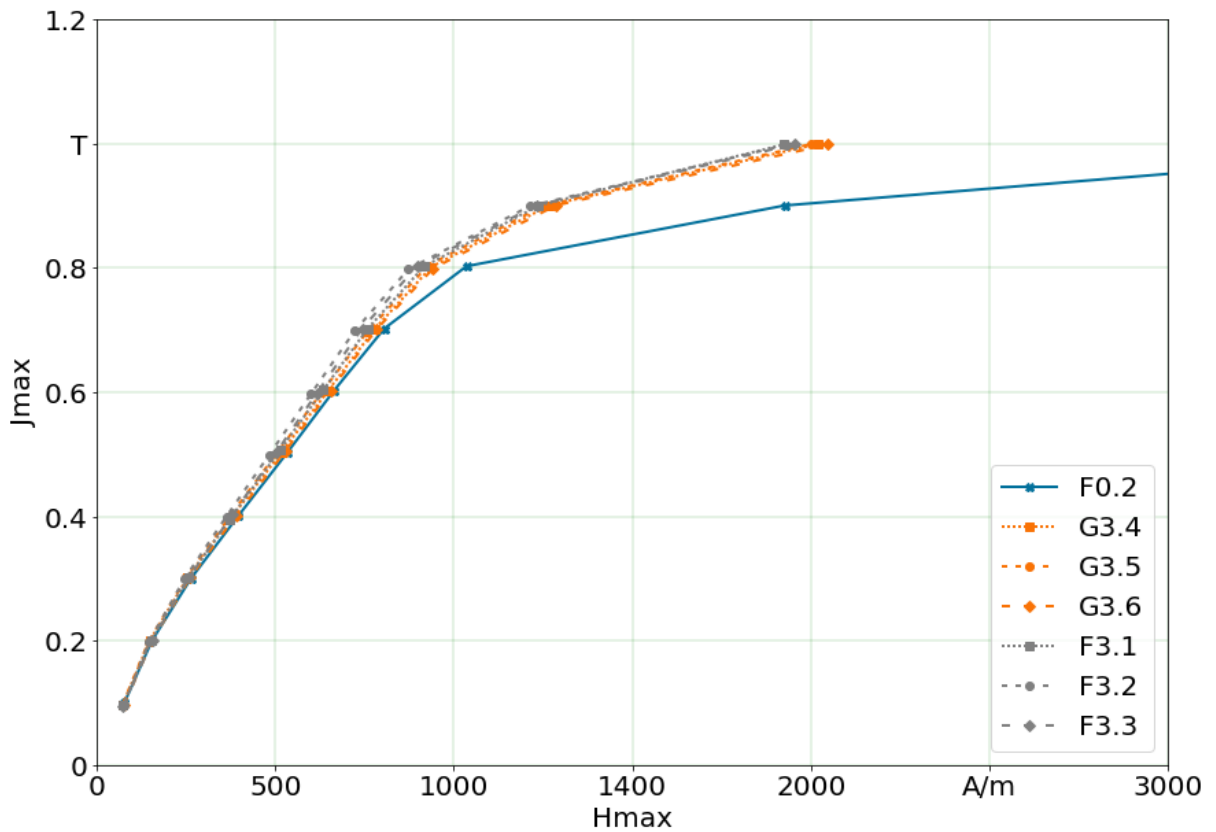


Abbildung 5.30: Magnetische Messungen F0.2, F3.1 - F3.3, G3.4 - G3.6 H_{max} - J_{max} : wärmebehandelte und nicht wärmebehandelte Einzelbleche

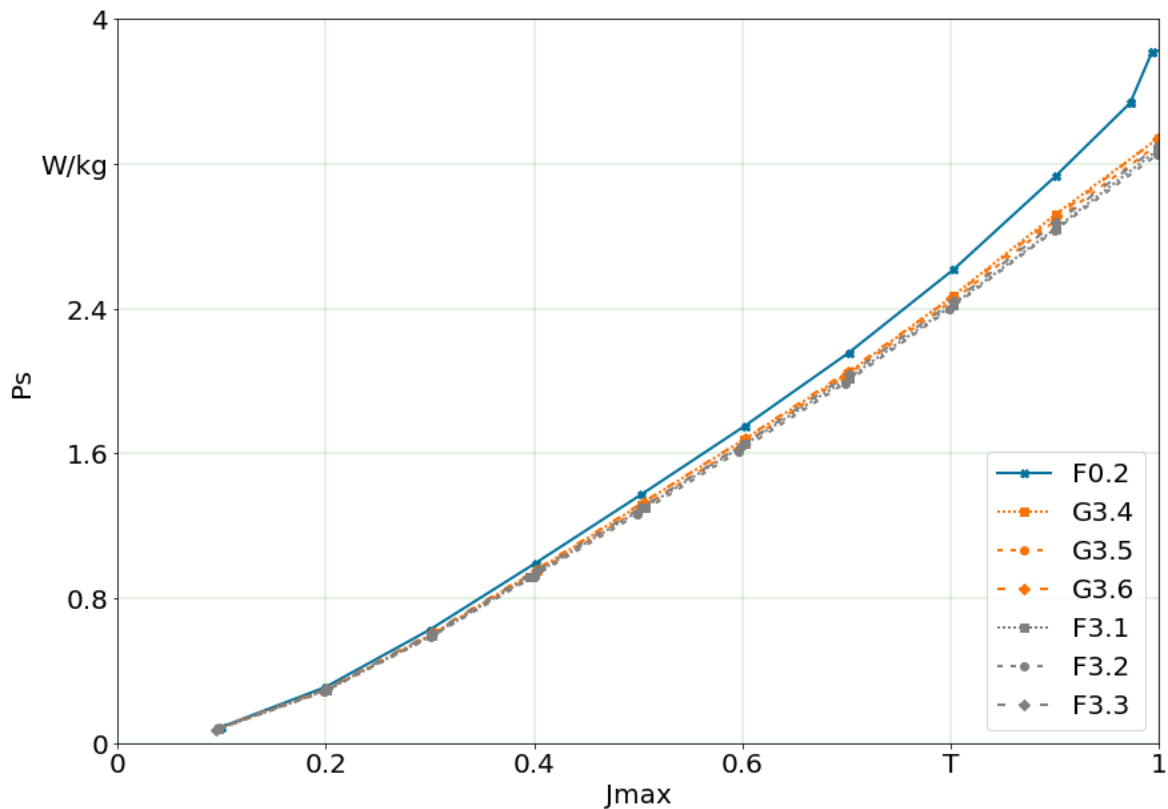


Abbildung 5.31: Magnetische Messungen F0.2, F3.1 - F3.3, G3.4 - G3.6 J_{\max} - P_s : wärmebehandelte und nicht wärmebehandelte Einzelbleche

Da dies hier nicht durchgeführt wurde ist nur eine relative Betrachtung der Ergebnisse vor bzw. nach der Wärmebehandlung möglich. Hierbei zeigt sich allerdings anders als bei dem ersten Wärmebehandlungsversuch keine Veränderung bei den Hysterese- und Eisenverlusten. Eine mögliche Ursache für dieses Ergebnis sowie für das Ergebnis der Röntgendiffraktometriemessungen ist eine unterschiedliche Abkühlrate der Einzelbleche im Vergleich zu den Blechstapeln. Die Abkühlzeiten bei den verschiedenen Wärmebehandlungsversuchen auf eine Temperatur von 150 °C sind in Tabelle 5.9 zu sehen. Hierbei zeigt sich ein deutlicher Unterschied zwischen den Einzelblechversuchen und der Wärmebehandlung der Blechstapel. Die gemessene Abkühlzeit bei dem Härtemessungsversuch liegt zwischen diesen Versuchen. Dies ist dadurch erklärbar, dass bei diesem Versuch die Temperatur unterhalb eines Stücks eines Serienrotors gemessen wurde, welches aus mehreren Blechen zusammengesetzt war. Das Verhältnis zwischen Volumen und Oberfläche lag damit zwischen einem Einzelblech und einem Blechstapel der Versuchsgeometrie.

Tabelle 5.9 Gemessene Abkühldauer von Wärmebehandlungstemperatur auf 150 °C bei den einzelnen Versuchen

Versuch	Wärmebehandlungstemp. in °C	Abkühlzeit in s
Wärmebehandlung Blechstapel	270	763
Wärmebehandlung Blechstapel	400	1007
Härtemessung Serienrotorstück/ Einzelblechstück	390	664
Röntgendiffraktometrie Einzelblech	240	41
Röntgendiffraktometrie Einzelblech	400	51
Ringkernmessung Einzelblech	240	159
Ringkernmessung Einzelblech	400	426

5.5.2 Untersuchung des Einflusses eingebrachter Spannungen auf die magnetischen Eigenschaften der Elektrobleche

Neben der Temperatureinwirkung stellt das Aufschrumpfen des Aluminiumkäfigs auf den Blechstapel eine weitere mögliche Beeinflussung der magnetischen Eigenschaften der Bleche dar. Um die Druckaufbringung durch den Kurzschlusskäfig nachstellen zu können, wurden Versuche zur separaten Spannungsbelastung der Bleche durchgeführt. In einem ersten Versuch wurde ein gebauter Kurzschlusskäfig aus AlMg3 für die Versuchsgeometrie gefertigt. Der Käfig bestand aus zwei Ringen, die über insgesamt 20 Schrauben verbunden waren. Durch Anziehen der Schrauben war es möglich, im bewickelten Zustand eine Veränderung des Spannungszustands im Blechstapel hervorzurufen und Ringkernmessungen an den Blechen zusammen mit dem gebauten Käfig durchzuführen. Die magnetischen Eigenschaften wurden vor und nach dem Anziehen der Schrauben gemessen. Die Ergebnisse sind in Abbildung 5.32 sowie in Abbildung 5.33 dargestellt.

Die Messung vor dem Anziehen der Schrauben zeigt eine geringe Abweichung bei den Hystereseverlusten zu der dargestellten Referenzmessung, welche durch den Magnetfluss über den zusätzlichen gebauten Käfig erklärt werden kann. Die Messung nach dem Anziehen der Schrauben zeigt jedoch keinen Unterschied zu vor dem Anziehen der Schrauben. Die wahrscheinlichste Ursache hierfür ist ein zu geringes Spannungsniveau, das über die Aluminiumstäbe auf die Bleche aufgebracht werden kann.

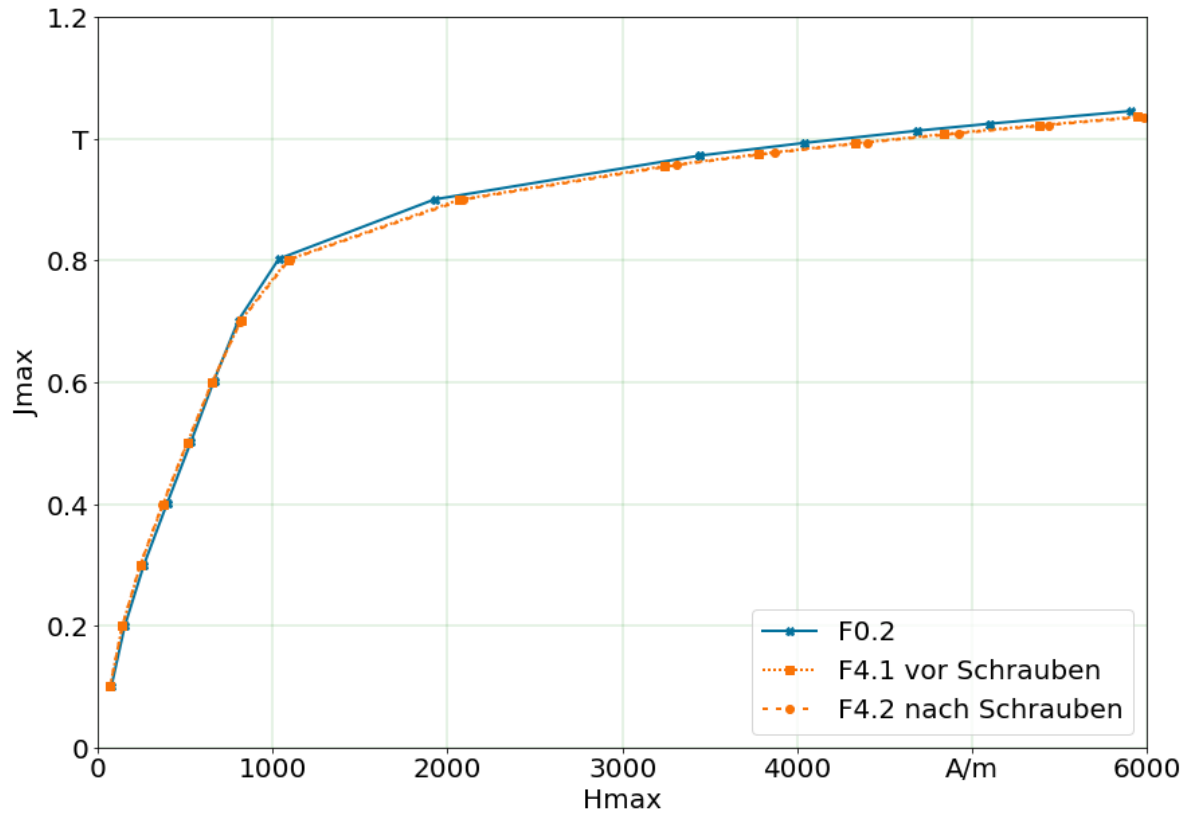


Abbildung 5.32: Magnetische Messungen F0.2, F4.1, F4.2 H_{max} - J_{max} : 40 mm Blechstapel vor und nach Aufbringen von Druckkraft

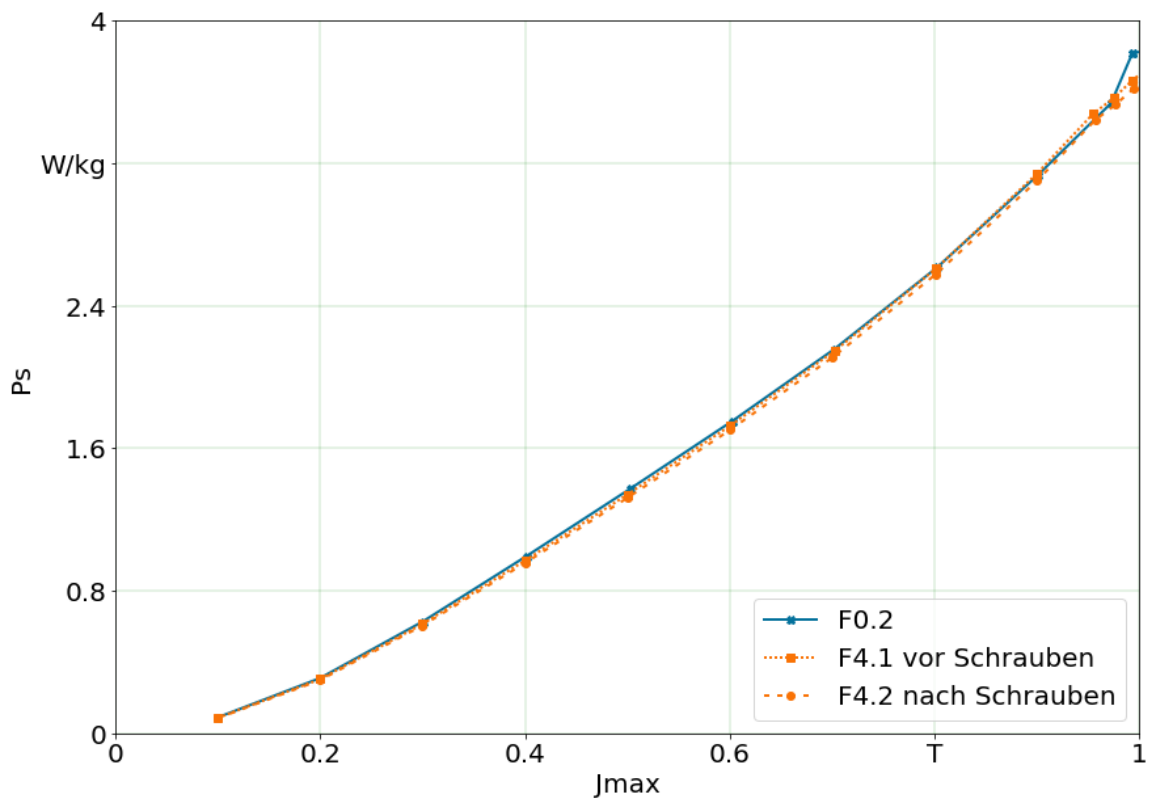


Abbildung 5.33: Magnetische Messungen F0.2, F4.1, F4.2 J_{max} - P_s : 40 mm Blechstapel vor und nach Aufbringen von Druckkraft

Aus diesen Gründen wurde der Versuchsaufbau zur Aufbringung der Spannungen angepasst. Der angepasste Aufbau ist in Abbildung 5.34 zu sehen. Die Aluminiumstäbe wurden durch unmagnetische Gewindestangen aus V2A-Stahl ersetzt. Über eine M16-Mutter außerhalb des Magnetflusses kann über jeweils eine Feder eine Kraft auf den Blechstapel aufgebracht werden. Insgesamt konnten bis zu zehn dieser Konstruktionen an einem Blechstapel angebracht werden. Die Federkennlinien wurden im Vorfeld in einer Materialprüfmaschine ermittelt. Dadurch war es möglich, über die verbleibende Länge der Federn die auf das Blechpaket wirkende Belastung zu ermitteln.

Die maximale Belastung lag bei 4400 N pro Feder. Somit konnten mit dem angepassten Aufbau bis zu 44 kN auf das Blechpaket aufgebracht werden. Unter Annahme einer gleichmäßigen Spannungsverteilung im Blechstapel entspricht dies einer Spannung von 20 MPa. In Abbildung 5.35 bzw. Abbildung 5.36 sind die Ergebnisse für drei verschiedene Spannungsniveaus sowie für eine Referenzmessung dargestellt. Bezüglich der $J_{\max} - H_{\max}$ -Kurven ist keine große Änderung zu sehen. Es zeigt sich jedoch eine Tendenz, dass mit zunehmender Spannung unterhalb einer maximalen Feldstärke von ungefähr 750 A/m eine Erhöhung der maximalen Polarisation stattfindet, während oberhalb von ungefähr 750 A/m die maximale Polarisation geringer wird.

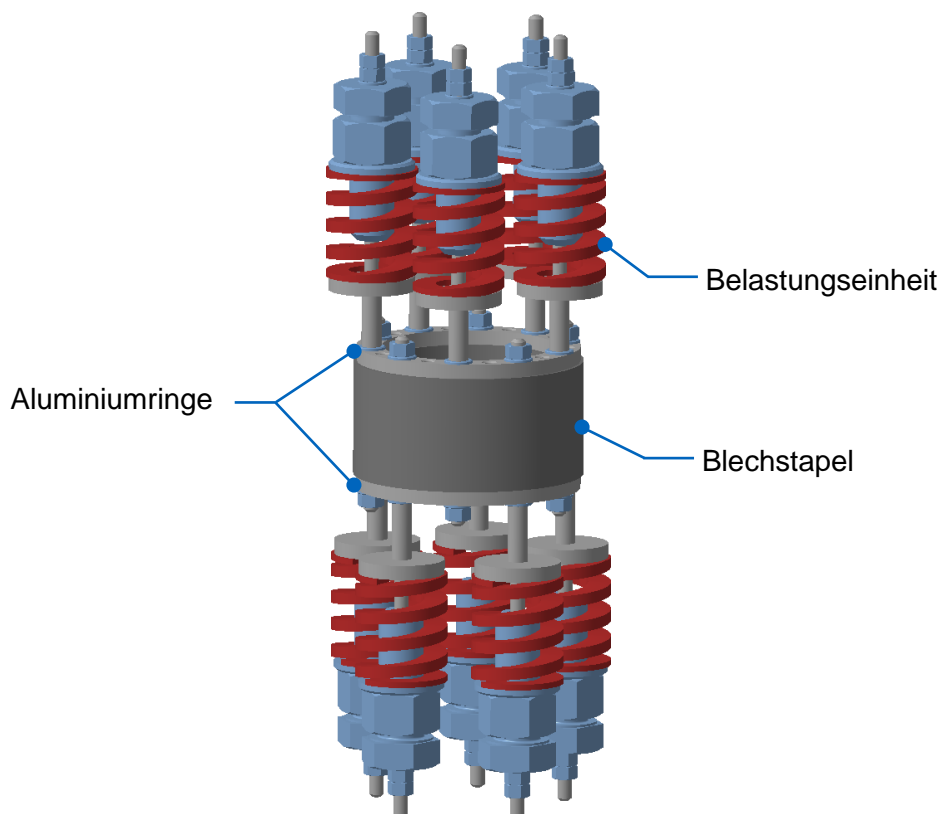


Abbildung 5.34: Versuchsaufbau zur Aufbringung von Spannungen auf einen Elektrolechstapel

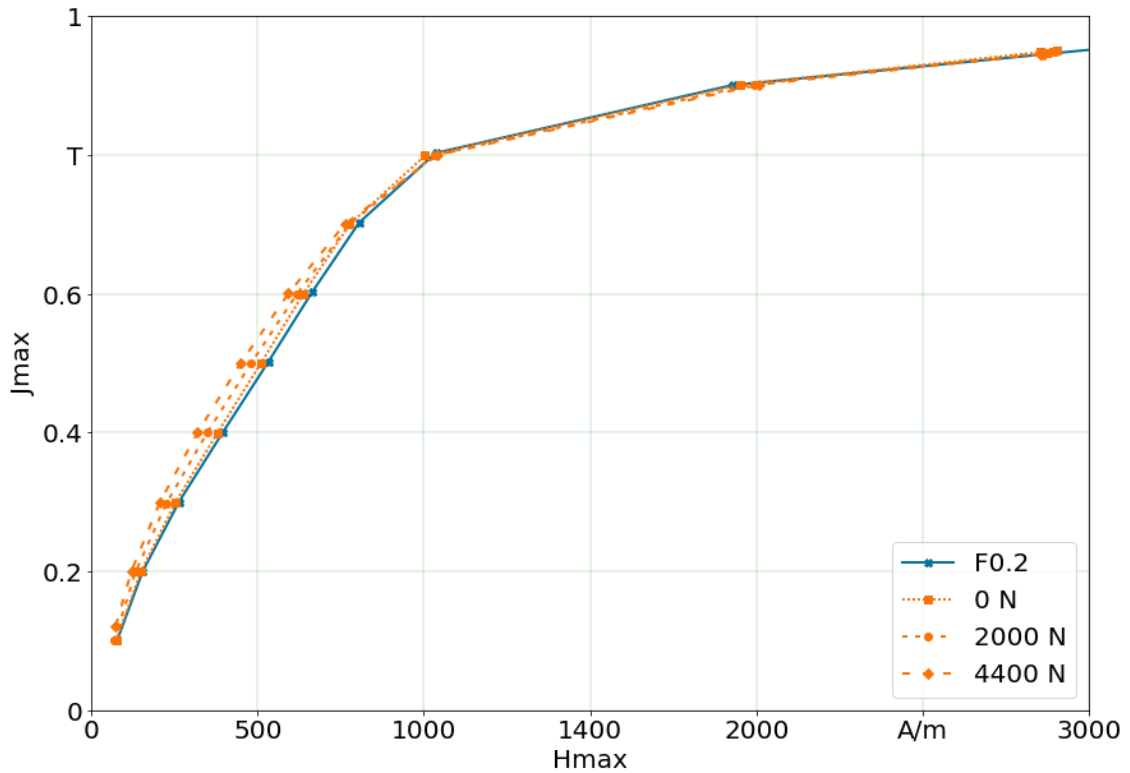


Abbildung 5.35: Magnetische Messungen F0.2, 0 N, 2000 N, 4400 N H_{max} - J_{max} : 40 mm Blechstapel vor und nach Aufbringen von Druckkraft

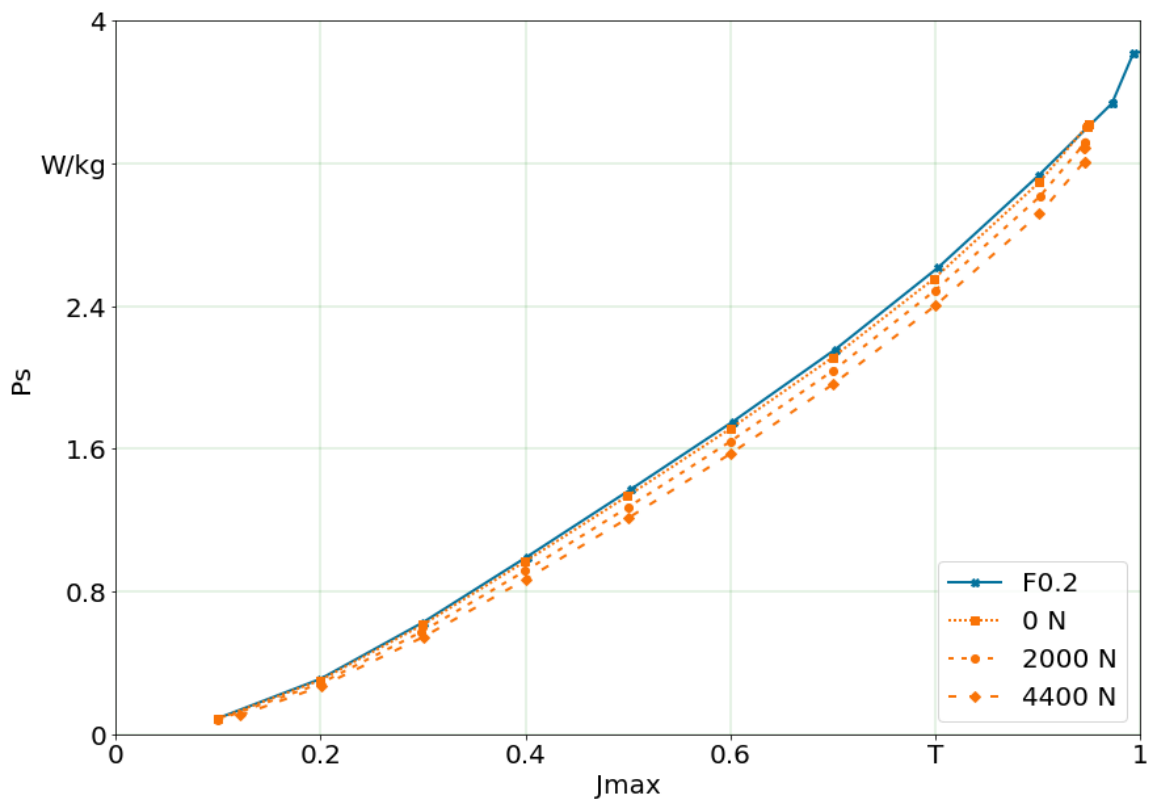


Abbildung 5.36: Magnetische Messungen F0.2, 0 N, 2000 N, 4400 N J_{max} - P_s : 40 mm Blechstapel vor und nach Aufbringen von Druckkraft

Bezüglich der Eisenverluste ist hingegen eine deutliche Reduktion bei zunehmendem Spannungsniveau zu erkennen. Dies ist dadurch zu erklären, dass das Magnetfeld bei der Ringkernmessung tangential im Blechpaket verläuft. Über die Federn wird eine Druckspannung senkrecht zur Magnetfeldrichtung eingebracht. Dies kann nach Yamamoto (2011) einen positiven Einfluss auf die magnetischen Eigenschaften haben. Im Motorbetrieb verläuft das Magnetfeld im Bereich der Stäbe in radialer Richtung und somit ebenfalls senkrecht zur axialen Belastungsrichtung. Dadurch ist es möglich, dass eine Druckaufbringung in diesem Fall eine ähnliche Beeinflussung des Magnetflusses hervorruft. Dies müsste allerdings noch durch weitere Versuche überprüft werden.

Um den Spannungseintrag in die Bleche beim Gießen bewerten zu können, wurde eine Spannungssimulation nach dem Abguss eines Versuchsrotors durchgeführt. Abbildung 5.37 zeigt das Ergebnis der Spannungssimulation. Die sich ergebenden Spannungen sind deutlich niedriger als die durch den Federaufbau aufgebrachten Spannungen. Demnach ist von einem vernachlässigbaren Einfluss der axialen Spannungen durch das Aufschrumpfen des Kurzschlusskäfigs beim Gießen auszugehen. Hierbei ist anzumerken, dass mit dem verwendeten Aufbau mögliche radiale Spannungen im Rotor nicht berücksichtigt werden können.

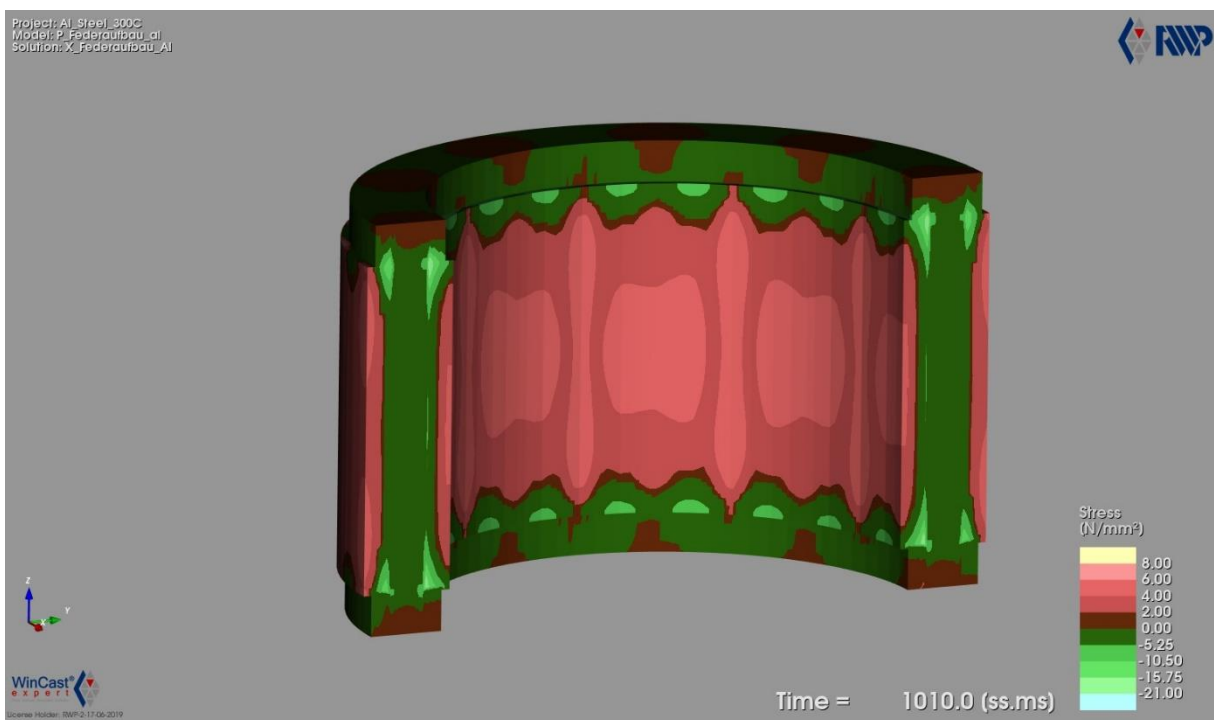


Abbildung 5.37: Simulation der Eigenspannungsverteilung für den Federaufbau

5.5.3 Magnetische Untersuchung der gegossenen Rotoren

Nach der separierten Betrachtung der möglichen Einflüsse auf die magnetischen Eigenschaften der Blechpakete wurden schließlich auch die gegossenen Rotoren magnetisch untersucht. Die Ergebnisse der schwerkraftgegossenen Rotoren sind in Abbildung 5.38 und Abbildung 5.39 dargestellt, während die Ergebnisse der niederdruckgegossenen Rotoren die Abbildung 5.40 und Abbildung 5.41 enthalten. Die Ergebnisse der schwerkraftgegossenen Rotoren zeigen eine geringe Abweichung zu der jeweils dargestellten Referenzmessung. Diese Abweichung ist auf den Magnetfluss durch den gegossenen Aluminiumkäfig zurückzuführen. Eine ähnliche Tendenz ist auch bei den niederdruckgegossenen Rotoren zu erkennen, wobei in diesem Fall eine leicht erhöhte Schwankung der Ergebnisse vorhanden ist. Bezüglich der Abweichungen der Messungen untereinander ist allerdings kein eindeutiger Trend erkennbar.

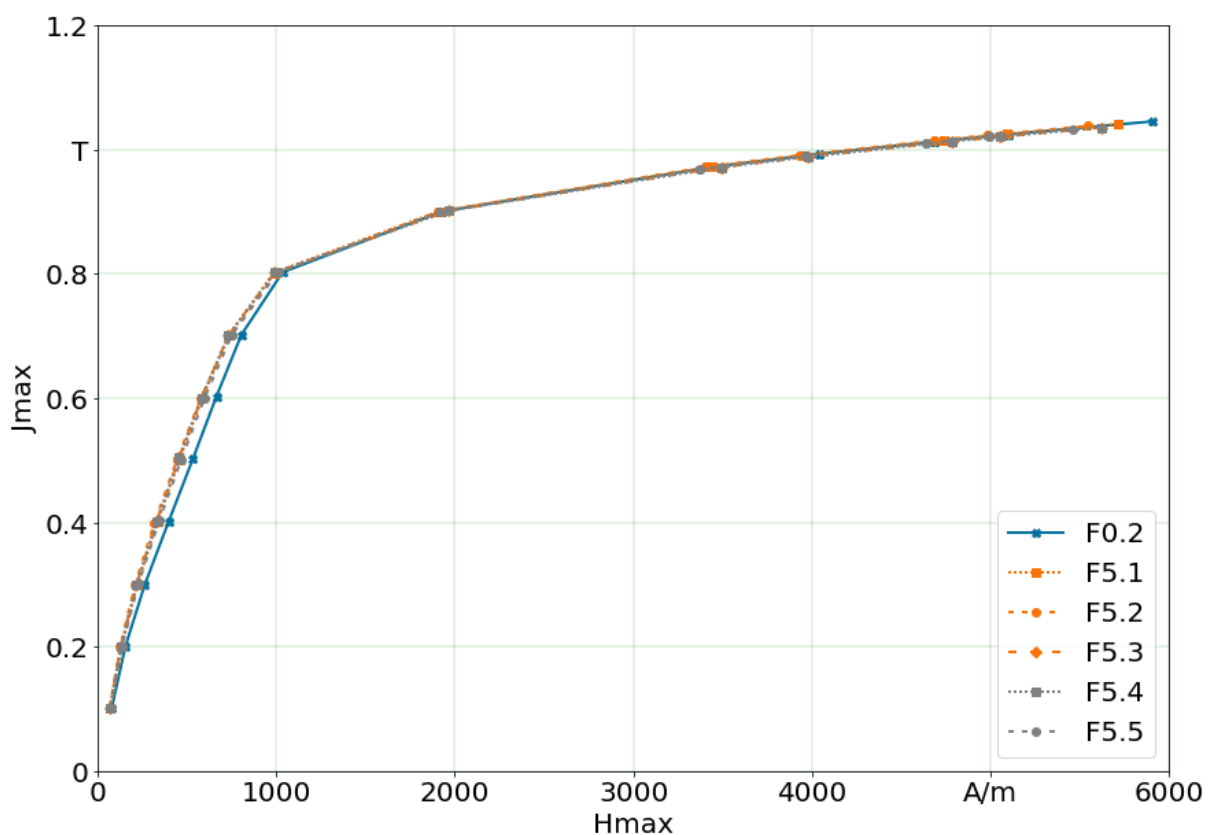


Abbildung 5.38: Magnetische Messungen F0.2, F5.1 - F5.5 H_{max} - J_{max} : gegossener Versuchsrotor, Schwerkraftguss

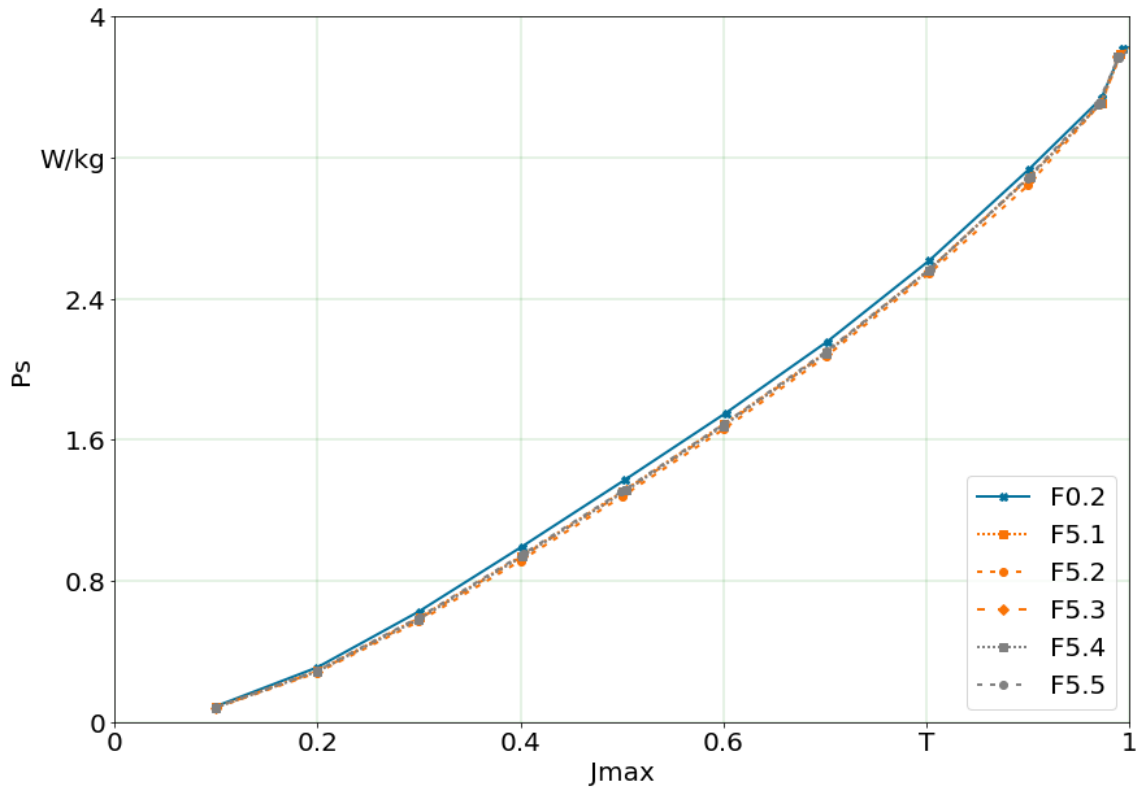


Abbildung 5.39: Magnetische Messungen F0.2, F5.1 - F5.5 J_{max} - P_s : gegossener Versuchsrotor, Schwerkraftguss

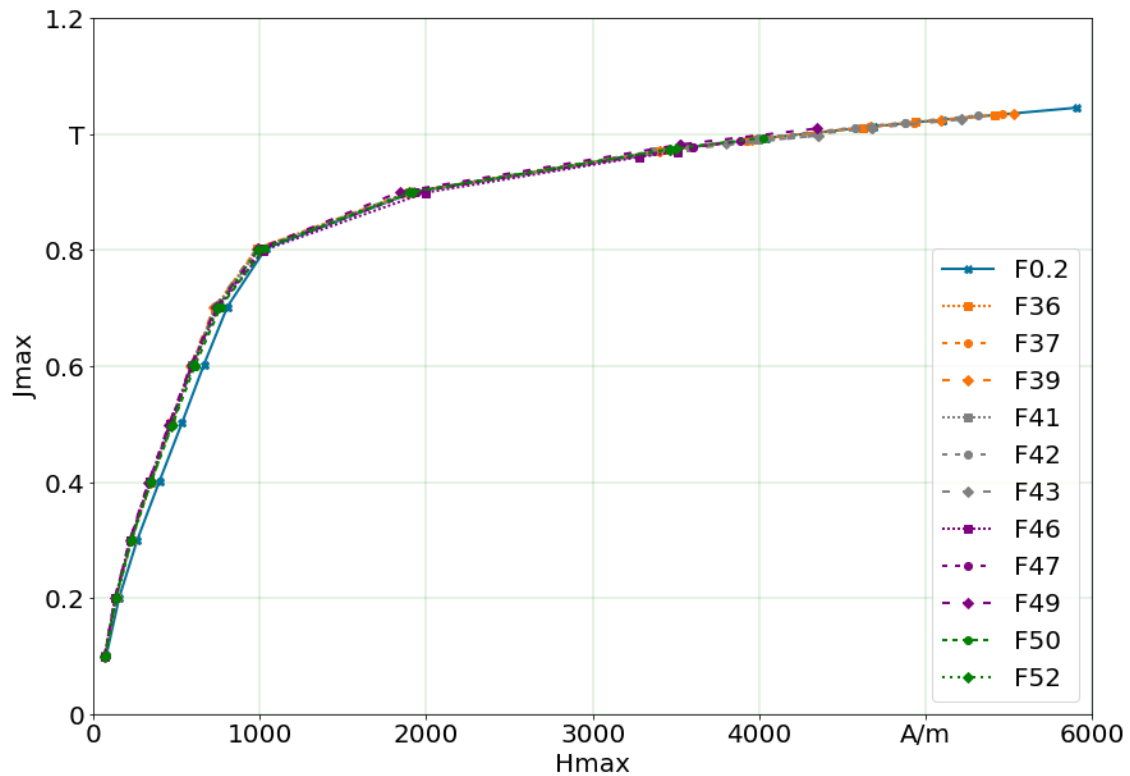


Abbildung 5.40: Magnetische Messungen F0.2, F36 - F52 H_{max} - J_{max} : gegossener Versuchsrotor, Niederdruckguss

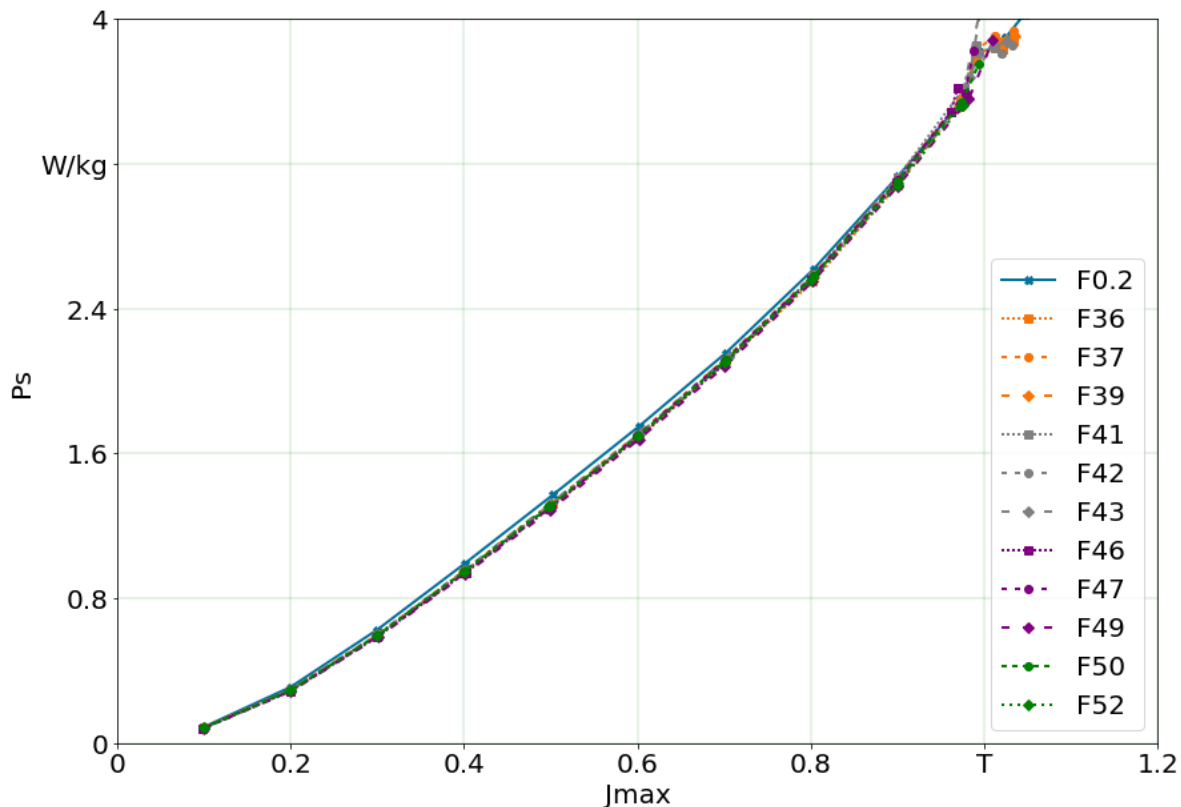


Abbildung 5.41: Magnetische Messungen F0.2, F36 - F52 J_{max} - P_s : gegossener Versuchsrotor, Niederdruckguss

Schließlich wurde noch eine Wärmebehandlung an den fünf zuvor bereits magnetisch untersuchten schwerkraftgegossenen Rotoren durchgeführt. Die Blechstapel wurden dabei wieder in einem ersten Ofen bei 800 °C vorgewärmt, bis die Bleche eine Temperatur von 300 (5.1 - 5.3) bzw. 255 °C (5.4 - 5.5) erreichten. Anschließend wurden sie in einen zweiten Ofen eingelegt. Die Haltedauern und -temperaturen sind in Tabelle 5.10 dargestellt.

Tabelle 5.10: Wärmebehandlungsparameter der gegossenen Testrotoren

Abguss	Wärmebehandlungstemp. in °C	Haltedauer in min.
5.1	290 – 300	30
5.2	290 – 300	60
5.3	290 – 300	120
5.4	245	45
5.5	245	90

In Abbildung 5.42 und Abbildung 5.43 sind die Ergebnisse der Ringkernmessungen nach der Wärmebehandlung der schwerkraftgegossenen Rotoren zu sehen. Die Verläufe entsprechen dabei den Ergebnissen vor der Wärmebehandlung. Eine mögliche Ursache ist die Behinderung einer Spannungsreduktion durch den umgossenen Aluminiumkäfig, der damit eine Reduktion der Hystereseverluste verhindert.

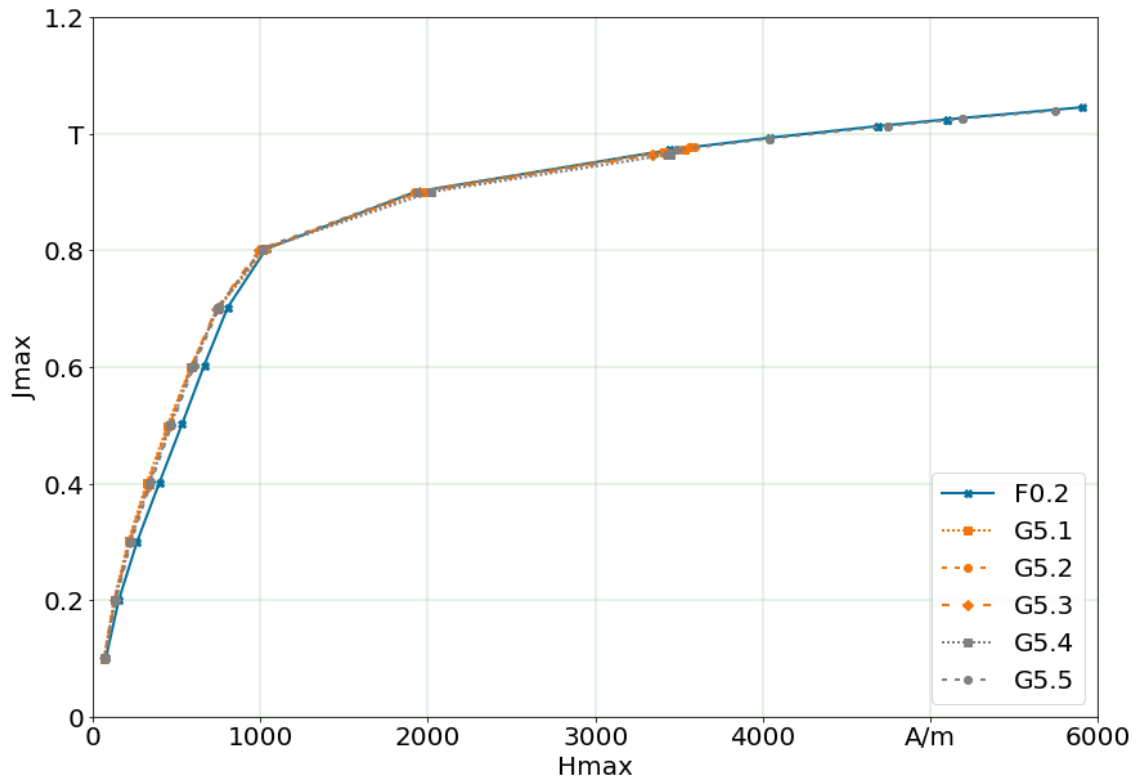


Abbildung 5.42: Magnetische Messungen F0.2, G5.1 - G5.5 H_{max} - J_{max} : gegossener Versuchsrotor, Schwerkraftguss, wärmebehandelt

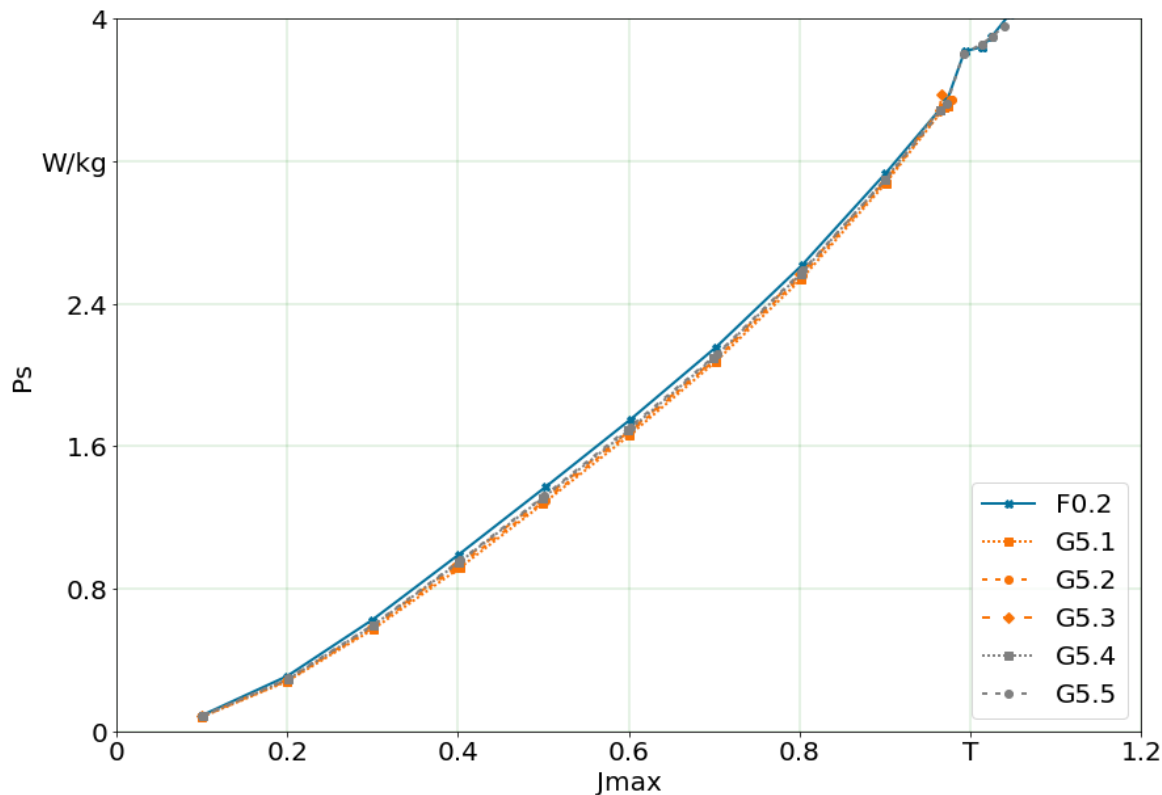


Abbildung 5.43: Magnetische Messungen F0.2, G5.1 - G5.5 J_{\max} - P_s : gegossener Versuchsrotor, Schwerkraftguss, wärmebehandelt

Zusammengefasst ergibt sich aus den Messungen, dass in keinem der Versuche eine Verschlechterung der magnetischen Eigenschaften zu beobachten war. Durch eine zusätzliche Druckbeaufschlagung sowie durch eine zusätzliche Wärmebehandlung vor dem Abguss bei ausreichend langsamer Abkühlung besteht zudem die Möglichkeit einer Verbesserung der magnetischen Eigenschaften der Rotoren.

5.5.4 Untersuchung Porosität

Zur Untersuchung der Porosität wurden CT-Messungen an im Schwerkraftkokillenguss gefertigten Versuchsabgüssen durchgeführt. Für den in der gedruckten Sandform abgegossenen Testrotor erfolgte zudem eine Synchrotronmessung (Abbildung 5.44) an der BM18 des Synchrotron CT des ESRF Grenoble. Die Ergebnisse zeigen nur sehr geringe Porenvolumina in den Stäben durch die hohe Wärmeleitung ins Blechpaket.

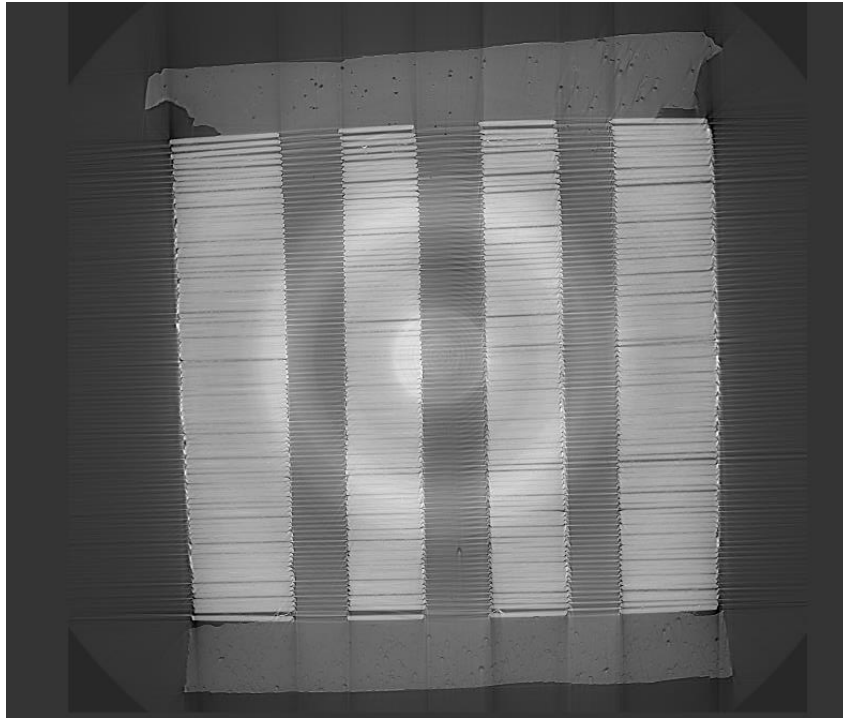


Abbildung 5.44: CT eines im gedruckten Sandpaket abgegossenen Testrotors (Synchrotron CT BM18 ESRF Grenoble)

In den Kurzschlussringen ist ein für den Sandguss zu erwartendes leicht höheres Porenvolumen zu erkennen. Sowohl in der Synchrotronmessung also auch in der Inline-CT der Testrotoren, die im Kokillenguss gefertigt worden sind, ist eine geringfügige Mikrolunkerung in der Mitte der Stabhöhe zu erkennen (Abbildung 5.45).

Im Rahmen der Vorversuche und der Auslegung von Geometrie und Verfahren wurde festgestellt, dass insbesondere die gleichmäßige Füllung der Stäbe von hoher Bedeutung ist. Abbildung 5.46 zeigt einen Defekt durch Lufteinschluss am oberen Ende eines Stabes. Dieser konnte jedoch nur für den Fall festgestellt werden, dass die Schmelze bereits im Stab einfriert bzw. die Schmelze vorerstarrt und Blasen nicht mehr aus der Schmelze entweichen können. Dies ist bei der Wahl eines prozessstabilen Temperaturregimes aus Schmelztemperatur und Blechtemperatur zu berücksichtigen.

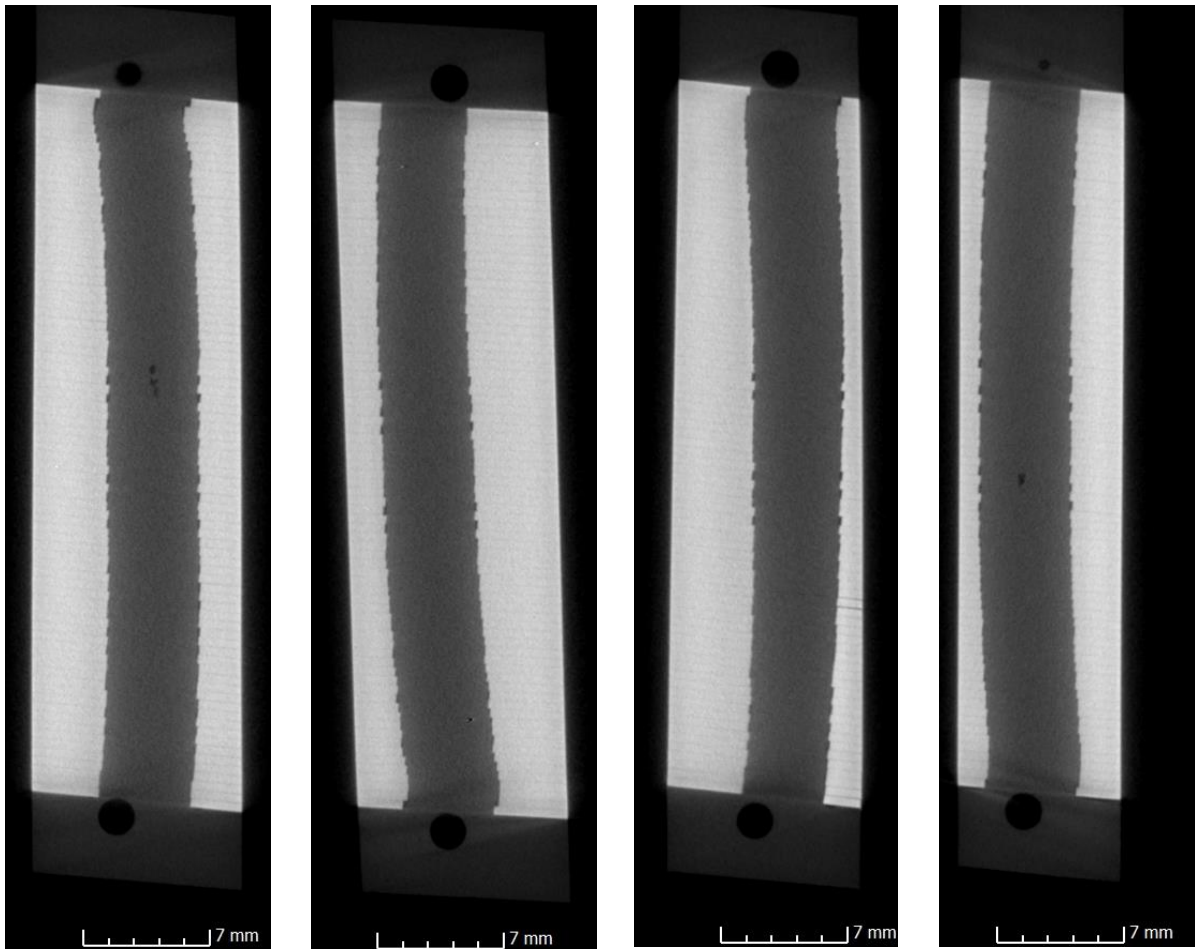


Abbildung 5.45: CT-Aufnahme von vier Stäben aus einem im Schwerkraftverfahren gegossenen Testrotor (Inline-CT, Fraunhofer IIS). Die runden Punkte sind gebohrte Löcher zur Durchführung einer elektrischen Leitfähigkeitsmessung.

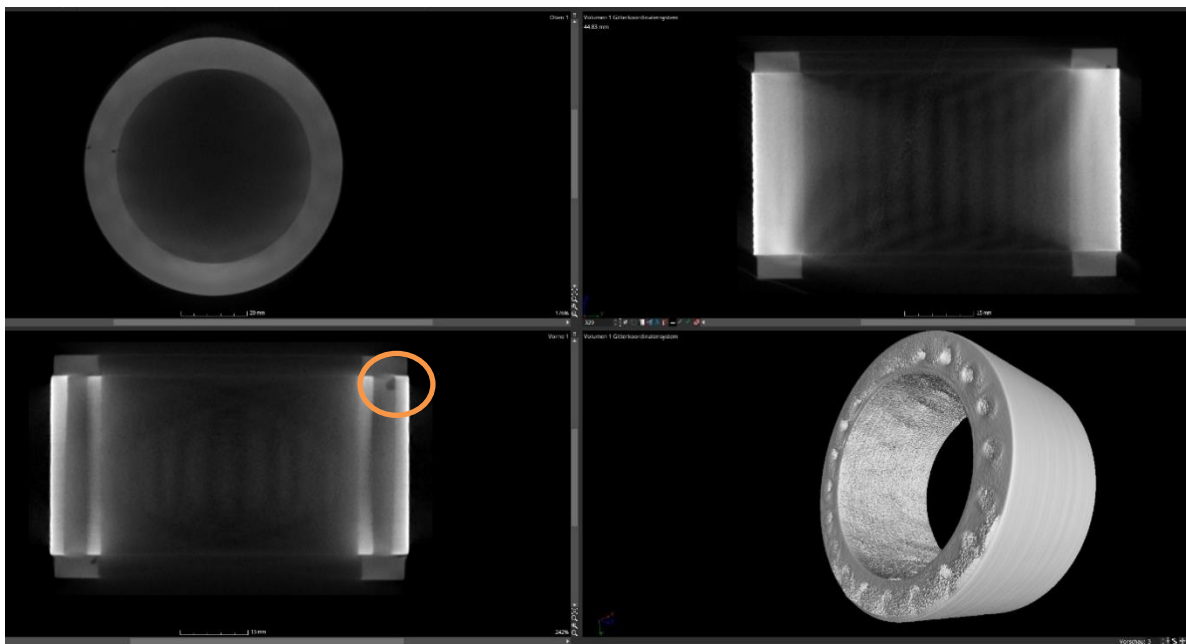
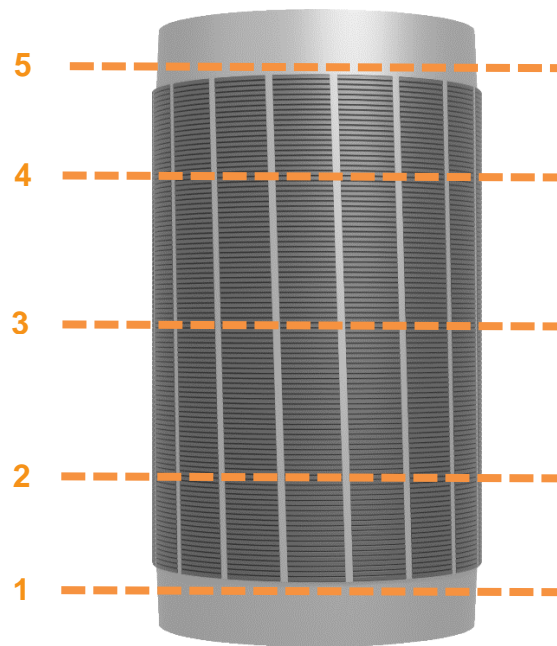


Abbildung 5.46: Gesamtansichten der CT-Aufnahmen an einem schwerkraftgegossenen Testrotor

Zusätzlich zu den CT-Messungen an den schwerkraftgegossenen Rotoren wurden Schliffbilder von niederdruckgegossenen Rotoren sowie eines serienmäßig druckgegossenen Rotors durchgeführt. Die Entnahmepositionen sind beispielhaft in Abbildung 5.47 an der Realgeometrie dargestellt. Die Auswertung von Schliffbildern von im Niederdruckguss gegossenen Versuchsrotoren bestätigt die Ergebnisse aus den CT-Messungen. Lediglich eingeschwemmte Oxide (Abbildung 5.48) führten in den Abgüssen zu größeren Defekten. Die anteilige Fläche der Fehlstellen ist in Tabelle 5.11 dargestellt und liegt im Mittel bei 0,74 %. Die Hauptursache für die Fehlstellen sind dabei eingeschwemmte Oxide, vor allem in der ersten Schnittebene. Diese sind auf einen fehlenden Filter im Gießsystem zurückzuführen.



Schnittebene	Position
1	Unterer Aluring (ca. 2 mm unter Blechpaket)
2	10 mm Abstand vom ersten Blech
3	Rotormitte
4	10 mm Abstand vom ersten Blech
5	Oberer Aluring (ca. 2 mm über Blechpaket)

Abbildung 5.47: Darstellung der Schnittebenen und Definition der Positionen

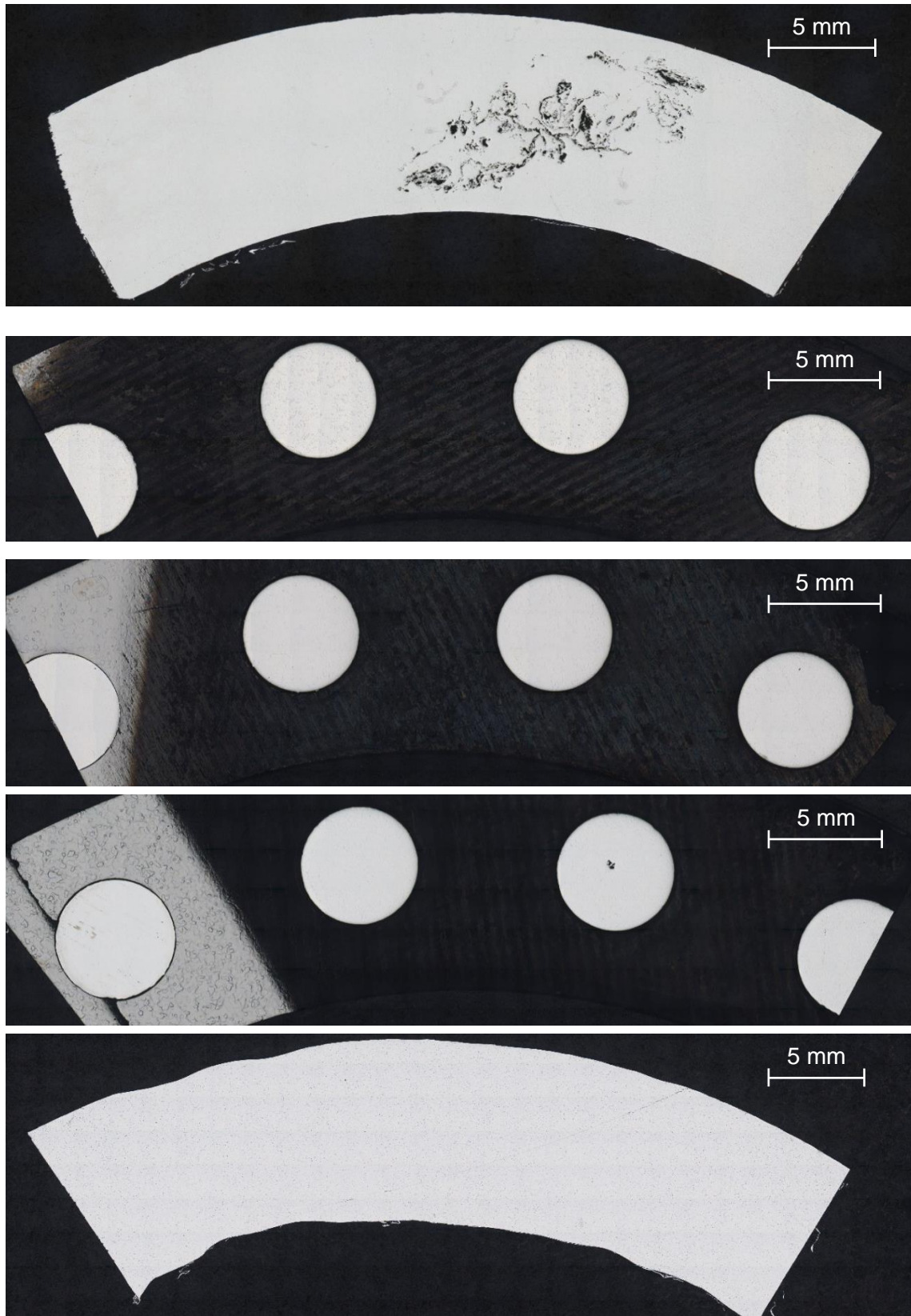
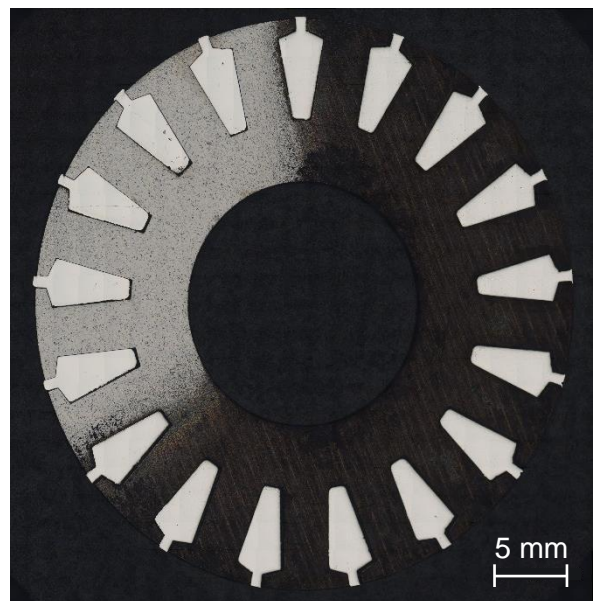
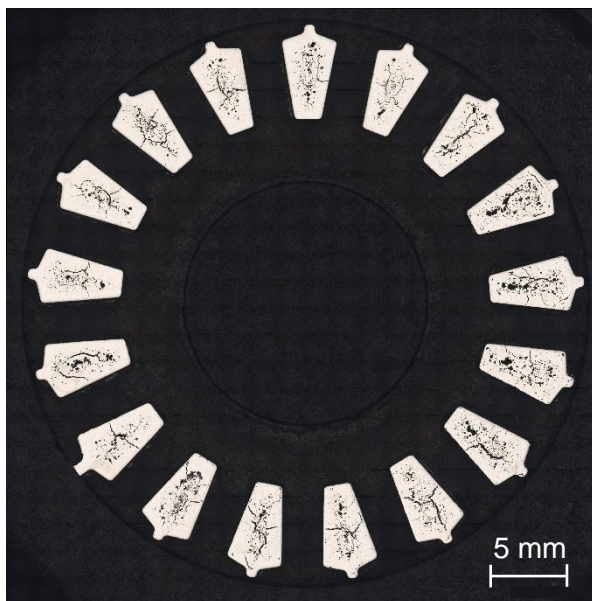
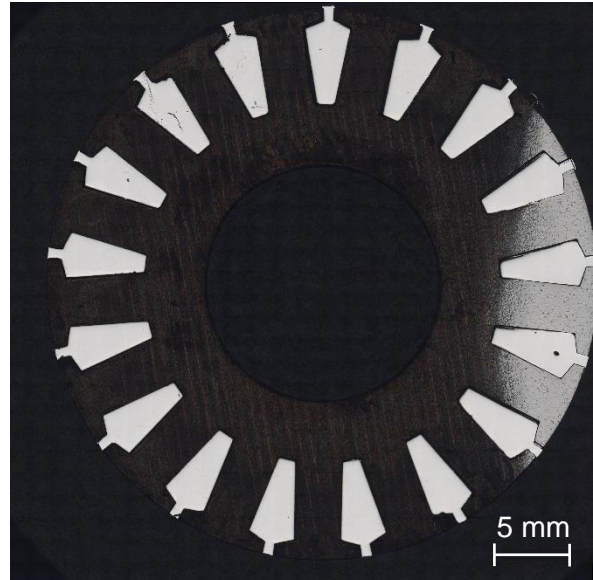
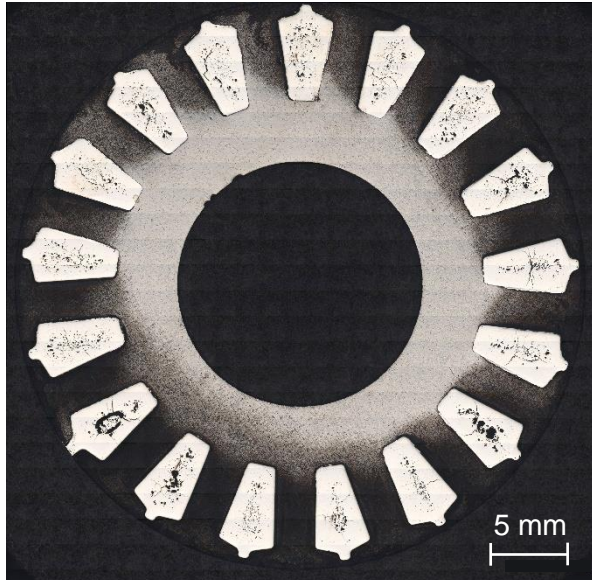
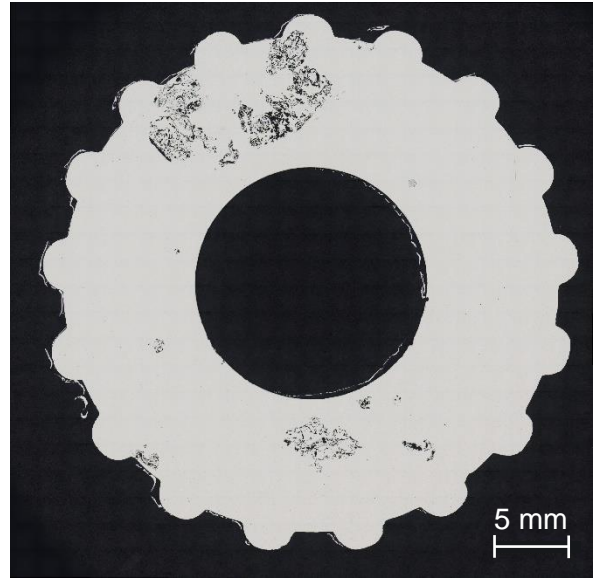
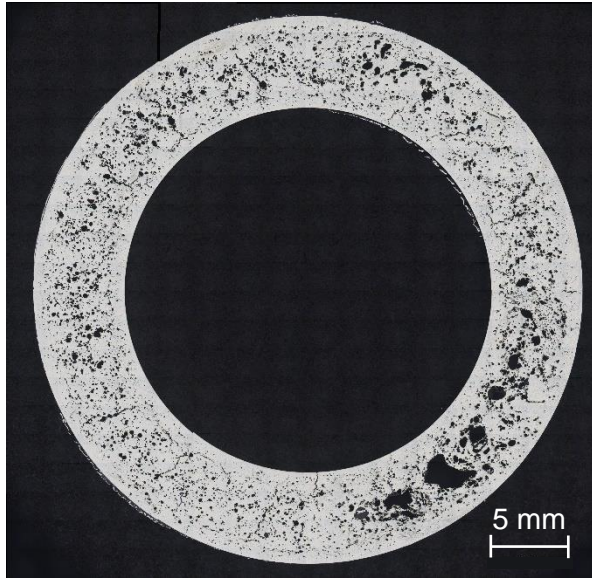


Abbildung 5.48: Darstellung metallographischer Schliffbilder (Schnittebenen 1 bis 5): Im Niederdruckguss gefertigte Versuchsgeometrie (Nr. 38)

Tabelle 5.11: Fehlstellenanalyse in den 5 Schnittebenen für die Versuchsgeometrie im Niederdruckguss (Nr. 38)

Schnittebene	Prozentuale Fehlstellenfläche in %
1	1,38
2	0,00
3	0,00
4	0,08
5	0,01
Gesamt Mittelwert	0,29

Bezüglich der Realgeometrie weist der im Druckgießverfahren gegossene Rotor eine signifikant höhere Fehlstellenfläche im Vergleich zu dem vom Konsortium hergestellten Rotor auf (Abbildung 5.49). Die Form deutet auf Luft- und Oxideinschlüsse aus dem Gießprozess hin. Runde Porenvolumina, wie sie durch Wasserstoffporen entstehen können, sind nur in sehr geringer Größenordnung zu erkennen. In Abbildung 5.49 ist zudem zu sehen, dass die Ringe des Rotors aus dem Druckgießverfahren an diversen Stellen Risse aufweisen. Diese Problemstellung wurde im Niederdruckguss durch eine Kornfeinung mit 0,1 % Ti und 0,02 % B wie in Kapitel 5.4 im Abschnitt Niederdruckguss beschrieben behoben. Bei den in Schnittebene 1 im Niederdruckguss vorhandenen Fehlstellen handelt es sich aufgrund von Form und Struktur um ein eingeschwemmtes Oxid mit Lufteinschlüssen und nur in vernachlässigbarer Größenordnung um Gas- oder Schrumpfungsporiösität.



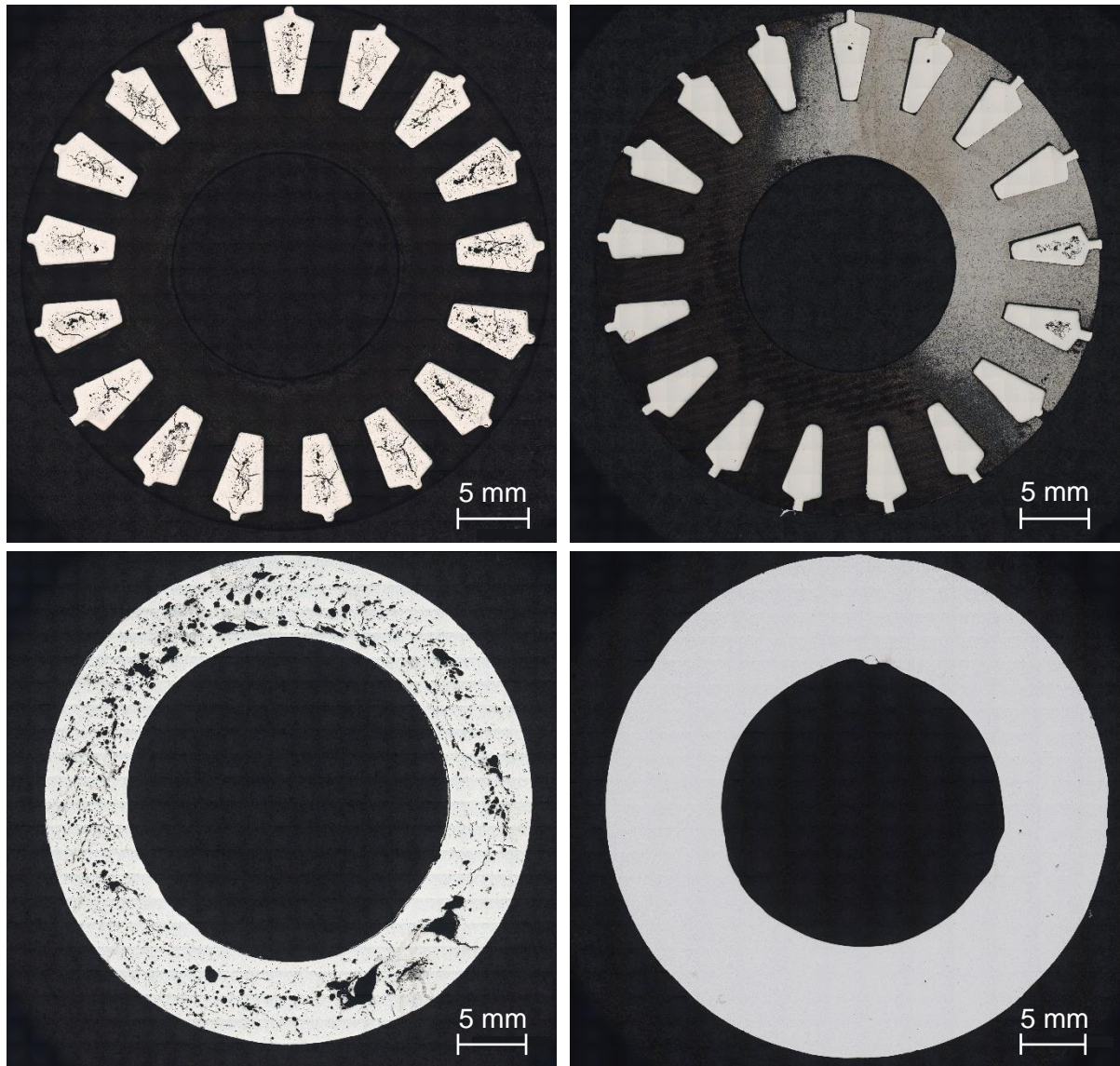


Abbildung 5.49: Darstellung metallographischer Schlibfbilder (Schnittebenen 1 bis 5): Links: Realgeometrie im Druckguss gefertigt; Rechts: Realgeometrie im Niederdruckguss gefertigt

Die Fehlstellenanalyse für die im Druckguss bzw. Niederdruckguss gefertigte Realgeometrie ist in Tabelle 5.12 und Tabelle 5.13 dargestellt. Schnittebene 1 weist dabei mit 13,1 bzw. 1,4 % jeweils den höchsten Fehlstellenanteil auf. In den Schnittebenen der Stäbe zeigen die Analysen für die im Druckguss gefertigte Realgeometrie eine Fehlstellenfläche zwischen 3,5 und 6,3 %, während der niederdruckgegossene Rotor nur eine Fehlstellenfläche von 0,1 bis 0,6 % aufweist. Auch hier ist in der Analyse zu erkennen, dass der größte Defekt durch ein eingeschwemmtes Oxid entsteht. Durch geeignete Maßnahmen wie einer Intertgasbeaufschlagung der Oberfläche im Steigrohr nach der Schmelzereinigung und den Einsatz von Filtern können solche Fehler vermieden werden. Der obere Kurzschlussring zeigt die größten Unterschiede zwischen den beiden Verfahren. Im druckgegossenen Rotor wurde eine Fehlstellenfläche von 10,3 % ermittelt, während der niederdruckgegossene Schnitt mit 0,02 % nahezu fehlerfrei ist.

Tabelle 5.12: Fehlstellenanalyse in den 5 Schnittebenen für die Realgeometrie im Druckguss

Schnittebene	Prozentuale Fehlstellenfläche in %
1	13,09
2	3,51
3	6,29
4	5,56
5	10,25
Gesamt Mittelwert:	7,74

Tabelle 5.13: Fehlstellenanalyse in den 5 Schnittebenen für die Realgeometrie im Niederdruckguss

Schnittebene	Prozentuale Fehlstellenfläche in %
1	1,38
2	0,18
3	0,10
4	0,58
5	0,02
Gesamt Mittelwerte:	0,45

Anhand der Schlibfbilder wurden zudem die Flächenanteile an Aluminium als Verhältnis der als Aluminium ermittelten Pixelanzahl zur Gesamtanzahl der Pixel für die Realgeometrie ermittelt. Die Ergebnisse sind in Tabelle 5.14 zusammengefasst. Es zeigt sich, dass in den Kurzschlussringen die Querschnittsfläche des niederdruckgegossenen Rotors mit durchschnittlich 55,3 % deutlich höher ist als bei dem druckgegossenen Rotor mit 38,7 %. Dies liegt jedoch daran, dass der niederdruckgegossene Rotor im unbearbeiteten Zustand untersucht wurde, während die Kurzschlussringe des druckgegossenen Rotors bereits bearbeitet waren. Aus

diesem Grund sind die Werte nicht vergleichbar. In den Rotorstäben ist keine Beeinflussung der Querschnittsfläche durch Bearbeitung des Rotors erkennbar, wodurch eine Auswertung der Flächenanteile möglich ist. Es zeigt sich, dass im druckgegossenen Rotor der Flächenanteil mit durchschnittlich 18,9 % deutlich höher ist als im niederdruckgegossenen Rotor mit 15,0 %. Obwohl in diesen Werten die Fehlstellen bereits berücksichtigt sind, weist der druckgegossene Rotor somit eine um 26 % höhere Querschnittsfläche auf. Dies liegt in einer Abweichung der Blechgeometrie des niederdruckgegossenen Rotors, welche einen kleineren Querschnitt in den Rotornuten aufweist.

Tabelle 5.14: Vergleich des Flächenanteils an Aluminium in den Schlifffildern für die Realgeometrie in den 5 Schnittebenen

Schnittebene	Druckgegossen in %	Niederdruckgegossen in %
1	37,80	56,96
2	19,58	15,01
3	18,61	15,19
4	18,58	14,73
5	39,52	53,66

5.5.5 Rotorerprobung

Um den Einfluss der Porositätsreduzierung auf den Motorwirkungsgrad bewerten zu können, wurden durch AMK Motion Motorprüfstandsmessungen durchgeführt. Hierbei wurde zunächst ein gebrauchter AMK-Motor mit der Bezeichnung DV4-0.5-4AB untersucht, dessen Rotor dieselbe Geometrie wie die in dem Projekt betrachteten Realrotoren aufweist und über das Druckgießverfahren hergestellt wurde. Aufgrund des simplen Aufbaus eines Asynchronrotors ist bezüglich des Alters des Motors lediglich bei den Lagern eine Veränderung der Eigenschaften zu erwarten. Anschließend wurde ein niederdruckgegossener Rotor bearbeitet, auf eine Welle gepresst und in den Motor eingebaut. Aufgrund der in Kapitel 5.4.2 geschilderten unzureichenden Speisungsdauer am unteren Kurzschlussring war es dabei nötig, den unteren Kurzschlussring mittels WIG-Schweißen nachzubearbeiten, wobei Al99,7 als Schweißmaterial verwendet wurde.

Abbildung 5.50 zeigt die Ergebnisse der Prüfstandsmessungen. Es zeigt sich, dass der Motor mit niederdruckgegossenem Rotor bis zu einer Drehzahl von 2500 1/min ein höheres Drehmoment aufweist als mit dem druckgegossenen Rotor. Da der Kippunkt allerdings mit dem

niederdruckgegossenen Rotor bei niedrigerer Drehzahl eintritt, weist der Motor bei höheren Drehzahlen ein geringeres Drehmoment auf. Unter Betrachtung der Spannungs- und Stromverläufe zeigt sich, dass bei der Konfiguration mit niederdruckgegossenem Rotor bei geringen Drehzahlen eine höhere Spannung am Stator angelegt werden muss, um den maximalen Statorstrom von 1,65 A zu erreichen. Da die Spannung bei konstantem Statorstrom linear mit Erhöhung der Drehzahl ansteigt, wird mit dem niederdruckgegossenen Rotor bei niedrigerer Drehzahl die Maximalspannung von 430 V erreicht, sodass die Stromstärke reduziert werden muss, um eine Überlastung des Motors mit Erhöhung der Drehzahl zu verhindern. Dieses Verhalten deutet somit auf einen erhöhten elektrischen Gesamtwiderstand im Motor bei der Konfiguration mit niederdruckgegossenem Rotor hin.

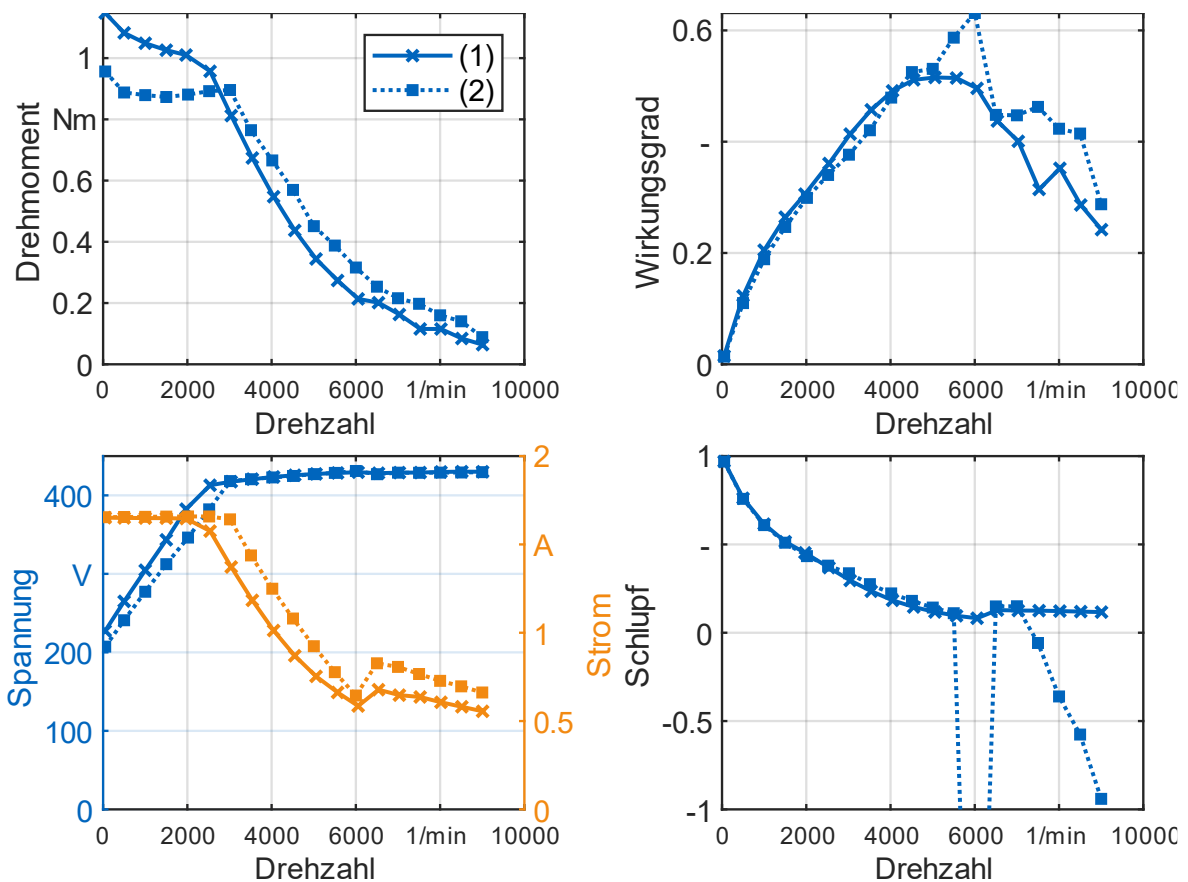


Abbildung 5.50: Motorprüfstandsmessungen, (1): Niederdruckgegossener Rotor, (2): Druckgegossener Rotor

Die Prüfstandsmessung mit niederdruckgegossenem Rotor weist bis zu einer Drehzahl von 4000 1/min einen höheren Wirkungsgrad auf, während ab 4000 1/min der druckgegossene Rotor einen höheren Wirkungsgrad liefert. Unter Betrachtung der Schlupfwerte zeigt sich jedoch, dass die Messungen mit druckgegossenem Rotor ab 6000 1/min teils negative Werte für den Schlupf annehmen, was auf einen Fehler in den Messungen ab einer Drehzahl von 6000 1/min hindeutet. Da der Wirkungsgrad des Motors unter anderem durch den Schlupf beeinflusst wird, kann dieser ebenfalls nur bis zu einer Drehzahl von 6000 1/min ausgewertet werden.

Mögliche Einflussgrößen auf die Unterschiede zwischen druckgegossenem und niederdruckgegossenem Rotor sind neben den magnetischen Eigenschaften der Blechstapel die verwendete Legierung, der Fehlstellenanteil in den Stäben sowie die Blechgeometrie. Die magnetischen Eigenschaften des Blechstapels im druckgegossenen Rotor konnten nicht ermittelt werden. Die Zusammensetzung der verwendeten Legierung im druckgegossenen Rotor ist in Tabelle 5.15 dargestellt. Gemäß Literatur liegt die elektrische Leitfähigkeit der druckgegossenen Legierung bei $33,5 * 10^{-6} \frac{A}{Vm}$ (Kammer 2018, S. 180). Eine Kornfeinung einer Al 99,7-Legierung mit 0,2 % AlTi5B führt zu einer Reduzierung der elektrischen Leitfähigkeit von $35,7 * 10^{-6} \frac{A}{Vm}$ auf $35,1 * 10^{-6} \frac{A}{Vm}$ (Xu et al. 2019). Durch eine relative Betrachtung der Widerstände in den Stäben ergibt sich unter Berücksichtigung der unterschiedlichen Legierungen sowie der vorhandenen Querschnittsfläche der Stäbe (gemittelt aus den in Kapitel 5.5.4 bestimmten Flächenanteilen in den Stäben), dass der Widerstand in den niederdruckgegossenen Rotorstäben 21 % größer ist als in den druckgegossenen Stäben. Da sowohl die höhere elektrische Leitfähigkeit der verwendeten Legierung als auch das geringere Porenvolumen in den niederdruckgegossenen Rotoren eine Reduzierung des Widerstands bewirken, zeigt sich, dass das Ergebnis der Motorprüfstandsmessungen überwiegend durch die abweichende Blechgeometrie beeinflusst wird, wodurch ohne eine simulative Betrachtung beider Komfigurationen keine Aussage über das Drehmomentverhalten und die Wirkungsgradänderung durch das alternative Gießverfahren anhand der Motorprüfstandsmessungen möglich ist.

Tabelle 5.15: Legierungszusammensetzung des druckgegossenen Kurzschlussläufers in %

Al	Si	Fe	Cu	Mn	Mg	Ni	As	Mo	Na	P	V	Zr
99,1	0,645	0,128	0,0037	0,0040	0,00043	0,0064	0,0033	0,0043	0,0137	0,0015	0,0084	0,0773

5.6 Modell zur Simulation magnetischer Kennwerte

Um eine Vorhersage der Rotorwiderstände bereits bei der gießtechnischen Auslegung der Rotoren treffen zu können, wird eine Erweiterung der Gießsimulation durchgeführt. Hierfür wird zunächst eine Standard-Erstarrungssimulation durchgeführt und daraus die Dichte für jedes Element im FEM-Netz ermittelt. Auf Basis der lokalen Dichte wird im Anschluss die lokale elektrische Leitfähigkeit L auf Basis folgender Formel bestimmt:

$$L = a * (1 - p) * V * \sigma$$

Hierbei ist p das lokale Porenvolumen, V das Zellenvolumen und σ die spezifische elektrische Leitfähigkeit des Materials. a ist ein Korrekturfaktor, der eine Berücksichtigung der Verlängerung des Strompfads durch die vorhandenen Poren berücksichtigt. Somit wird der reduzierte Querschnitt aufgrund der Porosität durch die elementbasierte Analyse in Form einer angepassten Leitfähigkeit der einzelnen Elemente berücksichtigt. Somit können bei Anlegen der vorhandenen Spannungen im Läufer direkt die ermittelten Leitfähigkeiten angewandt werden, um die im Rotor auftretenden elektrischen Ströme zu bestimmen. Die Umsetzung des Vorgehens in der Simulation wird durch Ausnutzung der Analogie zwischen elektrischer Leitfähigkeit und Wärmeleitung erreicht, welche bereits bei der Erstarrungsberechnung zum Einsatz kommt. Dadurch, dass in dem vorliegenden Projekt nur wenig Poren in den Rotoren vorhanden waren und der Großteil der Fehlstellen Oxideinschwemmungen sind, ist es nötig, den Bereich für die Gültigkeit der Simulationsergebnisse in weiteren Untersuchungen zu ermitteln.

5.7 Umweltrelevanz

In Deutschland ist wie in der gesamten Europäischen Union der Betrieb von Elektromotoren für ca. 50 % des Stromverbrauchs verantwortlich, was im Jahr 2007 insgesamt 302 TWh entsprach. In der deutschen Industrie liegt der Anteil von Elektromotoren am Stromverbrauch bei ca. 68 %, wovon etwa 90 % auf Asynchronstrommotoren entfallen. Aufgrund der großen Anzahl an Elektromotoren, die sich weltweit und auch in Deutschland im Einsatz befinden, hat jegliche Verbesserung im Wirkungsgrad enormes Potential, den Energiebedarf und damit die Nutzung fossiler Ressourcen zu senken. So verringert eine Wirkungsgradsteigerung aller in Deutschland im Einsatz befindlicher Elektromotoren von 0,5 % den jährlichen Strombedarf um etwa 1,5 TWh. Dies entspricht in etwa 0,2 % des gesamten Stromverbrauchs in Deutschland oder ca. 0,6 % des in Deutschland produzierten Kohlestroms (Statistisches Bundesamt 2019). Aus den genannten Zahlen gehen die Bedeutung des Asynchronmotors und der Grund für seine große Verbreitung hervor. Somit entsteht ein erhebliches Potential zur Einsparung an Ressourcen durch eine zielgerichtete Verbesserung des aktuell geringen Wirkungsgrads. (Plötz und Eichhammer 2011)

Des Weiteren sorgen Sekundäreffekte für weitere Ressourceneffizienz in Produktion und Betrieb. Durch eine Erhöhung der Materialausnutzung im Motor lässt sich dessen Gewicht und Baugröße reduzieren. Als direkte Auswirkung werden in der Produktion weniger Rohmaterial und Energie zu dessen Verarbeitung benötigt. In der Anwendung sinkt beispielsweise das Fahrzeuggewicht mit den entsprechenden Folgen für dessen Energiebedarf.

Die Versuchsergebnisse zeigen, dass die Herstellung von Asynchronrotoren sowohl im Schwerkraftguss als auch im Niederdruckguss möglich ist. Durch die gewählten Verfahren konnten im Vergleich zum Druckguss deutlich verbesserte Gussqualitäten des Kurzschlusskäfigs erreicht werden. Dadurch ist es möglich, bei gleichbleibender Motorgröße einen geringeren Rotorwiderstand zu erreichen, was bei theoretischer Betrachtung zu einem geringeren Kippschlupf und somit bei gleichem Drehmoment zu einer Reduzierung der Rotorverluste führt (Bolte 2018, S. 346–348).

5.8 Dokumentation und Veröffentlichungen

Vorträge, Tagungen und Messen:

- Fuchs, G., „Gießtechnische Ansätze zur Steigerung der Effizienz von Elektromotoren“, Barbarasymposium, Garching, 25.11.2021
- Bissels, J., Fuchs, G., „Gießtechnische Ansätze zur Steigerung der Effizienz von Elektromotoren“, Österreichischer Gießereitag, Schladming, 2023
- Weiß, K., Fuchs, G., Bissels, J., Posterveröffentlichung Stand RWP Simtec GmbH, GIFA 15te Internationale Gießereifachmesse, Düsseldorf, 2023
- Fuchs G., Bissels J., Konferenzbeitrag auf der World Magnetic Konferenz unter dem Titel „Gießtechnische Ansätze zur Steigerung der Effizienz von Elektromotoren“, Augsburg, 21.03.2024,
- Fuchs, G., „Efficiency Increase of Asynchronous Motors using Casting Technology Approaches“, E|PTS, Bamberg, 06.06.2024

Geplante Veröffentlichungen und Vorträge:

- International Journal of Metallcasting
- Journal of Magnetism and Magnetic Materials
- IFC Casting Congress Portoroz (Slowenia)

6 Fazit

Die Verfahrensentwicklung zur Herstellung von Rotoren für Asynchronmotoren im Schwerkraft- und Niederdruckguss konnte erfolgreich umgesetzt werden. Dabei wurde für den Niederdruckguss eine Anlage entwickelt, die das druckgesteuerte Gießen von sehr kleinen Schmelzemengen ermöglicht und somit den Guss von kleinen Rotoren, die bislang nur im Druckguss gießtechnisch hergestellt werden konnten, erlaubt. Die magnetischen Messungen zeigen, dass keine Verschlechterung der magnetischen Eigenschaften des Rotors durch den Gießvorgang festgestellt werden konnte. Es konnte zudem nachgewiesen werden, dass in den verwendeten Verfahren das Umgießen von nicht paketierte Elektroblechstapeln möglich ist, womit laut Literaturangaben eine Verbesserung des Wirkungsgrads des Rotors um 6 bis 10 % möglich ist (Wilczynski 2003).

Die laminare Formfüllung, die in beiden Verfahren erreicht werden konnte, führt zu einer deutlich geringeren Porosität in den Rotoren. Da der effektive Querschnitt direkt in den elektrischen Widerstand der Stäbe eingeht, kommt es zu einer weiteren Verbesserung der Effizienz des Rotors im Vergleich zur Herstellung im Druckguss. Die Porosität konnte von zweistelligen Anteilen prozesssicher auf unter 1% reduziert werden. Dies erlaubt zum einen höhere Drehzahlen und zum anderen reduziert sich auch die nötige Kühlleistung durch die im Stab entstehende Wärme.

Durch die verwendeten Werkzeugkonzepte ist es möglich die thermische Belastung des Elektroblechstapels gezielt einzustellen. Mittels Gießsimulation können kritische lokale Überhitzungen, die zu einer Schädigung der Bleche führen, ermittelt werden. Dies erhält insbesondere für Rotoren mit größerem Stabdurchmesser eine steigende Relevanz. Das Niederdruckgießverfahren erlaubt durch den möglichen Nachdruck die Fertigung höherer Rotoren, als dies im Schwerkraftguss möglich ist. Ableitend aus den Versuchsergebnissen sind durch die gezielte Aufbringung von Druckspannungen auf den Elektroblechstapel leichte Verbesserungen der Eisenverluste möglich. Die durch Aufschumpfen des Kurzschlusskäfigs wirkenden Kräfte sind hierfür jedoch nicht ausreichend. Um dieses Potential zu heben, müssen in weiteren Untersuchungen alternative Lösungswege gefunden werden. Eine weitere Möglichkeit zur Verbesserung der magnetischen Eigenschaften stellt möglicherweise eine Wärmebehandlung von Elektroblechstapeln vor dem Gießen dar, um den Spannungszustand in den Blechen weiter zu reduzieren.

Während der Durchführung des Projekts haben sich mehrere Punkte ergeben, die eine weitere Verbesserung der Gießprozesse versprechen. Durch eine Messung des Gegendrucks in der Kokille kann diese besser in die Druckregelung der Niederdruckgießanlage einbezogen werden, wodurch die Formfüllung weiter verbessert werden kann. Durch Einstellen eines Temperaturgradienten im Bereich des Blechstapels in der Kokille ist es denkbar, die Speisung der Stäbe während der Erstarrung zu unterstützen. Dadurch kann die maximale mit den verwendeten Verfahren gießbare Rotorlänge erhöht werden. Außerdem sollte eine Automatisierung des Einlegevorgangs unpaketierter Blechstapel untersucht werden, um den Einfluss des Paketierens auf die magnetischen Eigenschaften der Elektrobleche zu vermeiden.

7 Literaturverzeichnis

- Araujo, E. G.; Schneider, J.; Verbeken, K.; Pasquarella, G.; Houbaert, Y. (2010): Dimensional Effects on Magnetic Properties of Fe–Si Steels Due to Laser and Mechanical Cutting. In: *IEEE Trans. Magn.* 46 (2), S. 213–216. DOI: 10.1109/TMAG.2009.2034124.
- Bolte, Ekkehard (2018): Asynchronmaschinen – Stationärer Betrieb. In: Ekkehard Bolte (Hg.): *Elektrische Maschinen*, Bd. 49. Berlin, Heidelberg: Springer Berlin Heidelberg, S. 291–369.
- DIN EN 10342:2005-09. Magnetische Werkstoffe - Einteilung der Isolationen auf Elektrotechnik und -band und daraus gefertigten Stanzteilen; Deutsche Fassung (EN 10342:2005).
- DIN EN 60404-6:2004-10. Magnetische Werkstoffe - Teil 6: Verfahren zur Messung der magnetischen Eigenschaften weichmagnetischer und pulverförmiger Werkstoffe bei Frequenzen im Bereich 20 Hz bis 200 kHz mit Hilfe von Ringproben (IEC 60404-6:2003); Deutsche Fassung EN 60404-6:2003.
- Kammer, Catrin (2018): Aluminum and Aluminum Alloys. In: Hans Warlimont und Werner Martienssen (Hg.): *Springer Handbook of Materials Data*, Bd. 2. Cham: Springer International Publishing (Springer Handbooks), S. 161–197.
- Plötz, P.; Eichhammer, W. (2011): *Zukunftsmarkt Effiziente Elektromotoren*. Karlsruhe.
- Schoppa, A.; Schneider, J.; Wuppermann, C.-D (2000): Influence of the manufacturing process on the magnetic properties of non-oriented electrical steels. In: *Journal of Magnetism and Magnetic Materials* 215-216, S. 74–78. DOI: 10.1016/S0304-8853(00)00070-6.
- Statistisches Bundesamt. https://www.destatis.de/DE/Themen/Branchen-Unternehmen/Energie/Erzeugung/_inhalt.html (2019). Online verfügbar unter https://www.destatis.de/DE/Themen/Branchen-Unternehmen/Energie/Erzeugung/_inhalt.html.
- Thyssenkrupp (2017): *stabilite-Isolationsbeschichtungen für nicht kornorientiertes Elektroband*. Produktinformation. Version 3.
- Weiss, Hannes Alois (2019): *Fertigung effizienter Elektromotoren*. Dissertation. Technische Universität München.
- Wilczynski, W. (2003): Influence of magnetic circuit production for their magnetic properties. In: *Journal of Materials Science* 38 (24), S. 4905–4910. DOI: 10.1023/B:JMSC.0000004412.94057.47.
- Xu, Xuexia; Feng, Yanting; Fan, Hui; Wang, Qing; Dong, Guozhen; Li, Guowei et al. (2019): The grain refinement of 1070 alloy by different Al-Ti-B mater alloys and its influence on the electrical conductivity. In: *Results in Physics* 14 (1–2), S. 102482. DOI: 10.1016/j.rinp.2019.102482.

Yamamoto, K.; Yanase, S. (2011): Magnetic Properties of Non-Oriented Electrical Steels under Compressive Stress Normal to Their Surface. In: *Przegląd Elektrotechniczny*, 97-100. Online verfügbar unter <https://api.semanticscholar.org/CorpusID:54986458>.

Danksagung

Das Projektkonsortium bedankt sich stellvertretend bei Herrn Dr. Schwake für die Unterstützung der Deutschen Bundesstiftung Umwelt für die Förderung des Projektes. Zudem möchten wir stellvertretend für den assoziierten Partner AMK Motion Herrn Dipl.-Ing. Markus Gummich danken, der das Projekt über die gesamte Dauer tatkräftig unterstützt hat.

