



Fortschritt- Berichte VDI

M.Sc. Marcel Becker,
Eislingen / Fils

NR. 704

Hohle Aluminiumstruktur-
bauteile durch Salzkerne
im Druckguss

BAND
1|1

VOLUME
1|1

Hohle Aluminiumstrukturbauenteile durch Salzkerne im Druckguss

DISSERTATION

zur Erlangung des Doktorgrades
der Ingenieurwissenschaften

vorgelegt von

Marcel Becker

aus Stuttgart

genehmigt von der
Fakultät für Natur- und Materialwissenschaften
der Technischen Universität Clausthal

Tag der mündlichen Prüfung

30.06.2021

Dissertation Clausthal 2021

Dekan

Herr Prof. Dr.-Ing. Joachim Deubener

Vorsitzender der Promotionskommission

Herr Prof. Dr.-Ing. Dieter Meiners

Betreuerin

Frau Prof. Dr.-Ing. Babette Tonn

Gutachter

Herr Prof. Dr.-Ing. Lothar Kallien

Herr Prof. Dr.-Ing. Franz Josef Feikus



REIHE 02
FERTIGUNGS-
TECHNIK



Fortschritt- Berichte VDI

M.Sc. Marcel Becker,
Eislingen / Fils

NR. 704

Hohle Aluminiumstruktur-
bauteile durch Salzkerne
im Druckguss

BAND
1|1

VOLUME
1|1

VDI verlag

Becker, Marcel

Hohle Aluminiumstrukturbauenteile durch Salzkerne im Druckguss

Fortschritt-Berichte VDI, Reihe 2, Nr. 704. Düsseldorf: VDI Verlag 2021.

212 Seiten, 141 Bilder, 31 Tabellen.

ISBN 978-3-18-370402-6, ISSN 178-9406

71,00 EUR/VDI-Mitgliederpreis: 63,90 EUR

Für die Dokumentation: Druckgießverfahren – Aluminiumdruckguss – Salzkerne – Hohlräume – Hinterschnitte – Strukturbauenteile – A-Säule – Rippenstrukturen

Keywords: High pressure die casting – aluminum high pressure die casting – salt cores – hollow structures – structural components – A-pillar – rib structures

Die vorliegende Arbeit befasst sich mit der Herstellung hohler Strukturen im Druckgießverfahren durch die Verwendung von Salzkernen. Die Herstellung der Salzkerne erfolgt hierbei aus der schmelzflüssigen Phase im Druckgießverfahren. Dadurch können bisher nicht darstellbare Strukturen im Druckgießverfahren abgebildet und Bauteile mit hoher Funktionsintegration und Gewichtersparnis aus Leichtmetallen hergestellt werden. Unterschiedliche Salzzusammensetzungen und die Einflüsse signifikanter Prozessparameter bei der Herstellung von Salzkernen wurden untersucht. Einflüsse der Salzkerne auf das Gussgefüge der Aluminiumlegierung und die mechanischen Eigenschaften konnten nachgewiesen werden. Abschließend konnte ein Demonstrator für eine untere A-Säule entwickelt werden, die im Druckgießverfahren als Hohlprofil durch das Umgießen mit Aluminiumschmelze von Salzkernen hergestellt wurde.

Bibliographische Information der Deutschen Bibliothek

Die Deutsche Bibliothek verzeichnet diese Publikation in der Deutschen Nationalbibliographie; detaillierte bibliographische Daten sind im Internet unter www.dnb.de abrufbar.

Bibliographic information published by the Deutsche Bibliothek (German National Library)

The Deutsche Bibliothek lists this publication in the Deutsche Nationalbibliographie (German National Bibliography); detailed bibliographic data is available via Internet at www.dnb.de.

D 104 (Dissertation TU Clausthal, 2021)

Danksagung

In Kooperation mit der Technischen Universität Clausthal wurde diese Arbeit an der Hochschule Aalen im Gießereilabor während meiner Tätigkeit als wissenschaftlicher Mitarbeiter verfasst. Ohne die großartige Unterstützung zahlreicher Personen hätte die vorliegende Arbeit nicht realisiert werden können.

Mein ganz besonderer Dank gilt an erster Stelle Frau Prof. Dr.-Ing. Babette Tonn, für die Betreuung dieser Arbeit sowie der sehr freundlichen Hilfe und Unterstützung. Die Besuche in Clausthal waren jederzeit sehr angenehm. Insbesondere der konstruktive und regelmäßige Austausch waren stets eine große Hilfe.

Darüber hinaus gilt mein herzlicher Dank Herrn Prof. Dr.-Ing. Lothar Kallien für sein entgegengebrachtes Vertrauen, der mir die Möglichkeit gab diese Arbeit zu verfassen und mich als wissenschaftlicher Mitarbeiter anzustellen. Seine konstruktive Kritik und wertvollen Hinweise sowie die persönlichen Gespräche trugen maßgeblich zum Erfolg dieser Arbeit bei.

Auch danke ich Herrn Prof. Dr.-Ing. Franz Josef Feikus für die Begutachtung dieser Arbeit und die hilfreichen Empfehlungen. Die wissenschaftliche Betreuung als Projektleiter im AMAP P10 Forschungsvorhaben und die wertvollen Anregungen waren mir stets eine große Unterstützung.

Mein Dank möchte ich dem „AMAP P10“ Konsortium für die gute Zusammenarbeit zum Ausdruck bringen. Speziell der NEMAK Europe GmbH sowie der MAGMA Gießereitechnologie GmbH möchte ich für die finanzielle Förderung des Projektes danken.

Nicht zuletzt gilt mein großer Dank allen Mitarbeitern, Doktoranden, Masteranden und Bacheloranden des Gießereilabors. Speziell dem Oberingenieur Herrn Thomas Weidler und Herrn Daniel Schwarz danke ich für die großartige Unterstützung bei den Gießversuchen und deren Auswertung.

Meiner Ehefrau Nadine danke ich von ganzem Herzen für ihre Liebe, uneingeschränkte Unterstützung und Motivation sowie ihrer Geduld und das entgegengebrachte Verständnis in anstrengenden Zeiten. Ebenso möchte ich meinen Eltern ganz besonders danken für die liebevolle und vielseitige Unterstützung während dem Verfassen dieser Arbeit und meines gesamten Studiums. Dies war stets ein großer Rückhalt für mich, der als wichtiger Teil zum Erfolg meines Studiums beigetragen hat.

Eislingen, Oktober 2020

Marcel Becker

Inhaltsverzeichnis

Danksagung	III
Kurzfassung	VI
Abstract	IX
1 Einleitung und Motivation	1
2 Stand der Technik	4
2.1 Einsatz verlorener Kerne im Druckgießverfahren.....	4
2.1.1 Sandkerne im Druckguss	4
2.1.2 Keramische Kerne.....	6
2.1.3 Einsatz metallischer Hohlkörpereinlagen.....	7
2.2 Übersicht über Salzkerntechnologien	8
2.2.1 Salzsysteme.....	8
2.2.2 Gepresste und gesinterte Salzkerne	14
2.2.3 Kerngeschossene Salzkerne.....	16
2.2.4 Druckgegossene Salzkerne.....	16
2.2.5 Salzkerne im Warmkammerverfahren	23
3 Validierung einer Salzzusammensetzung	25
3.1 Aufbau und Struktur der Salze	25
3.2 Definition einer optimalen Salzzusammensetzung	27
4 Salzkernherstellung im Druckgießverfahren und Umgussversuche	43
4.1 Untersuchung des Einflusses eines Salzkerns auf das Gefüge der Aluminiumdruckgussteile	44
4.1.1 Messung des dynamischen Elastizitätsmoduls mittels Resonanzfrequenzmethode	56
4.1.2 Herstellung von Aluminiumprobekörper unter Verwendung von Salzplatten als Einlegeteile	60
4.1.3 Metallographische Analyse der Aluminiumprobekörper	64
4.2 Entwicklung des Demonstrators „Salzkern Rippenstruktur“.....	68

4.3	Entwicklung des Demonstrators „Salzkern A-Säule“	81
4.4	Herstellung hohler Aluminiumstrukturauteile unter Verwendung von Salzkernen im Druckguss	97
4.4.1	Ergebnisse der statistischen Versuchsauswertung.....	112
4.4.2	Herstellung und Auswertung von Salzkernen im Serienversuch	119
4.4.3	Ergebnisse der Umgussversuche der Salzkerne aus Versuchsplan und Serienversuch	121
4.4.4	Umgussversuche der Salzkerne aus dem Serienversuch.....	126
5	Zusammenfassung und Diskussion der Ergebnisse	137
5.1	Validierung einer Salzzusammensetzung für die Verwendung im Druckgießverfahren	137
5.2	Untersuchung des Einflusses eines Salzkerns auf das Gefüge der Aluminiumgussteile	138
5.3	Ergebnisse des Demonstrators „Salzkern Rippenstruktur“	141
5.4	Ergebnisse des Demonstrators „Salzkern A-Säule“	144
5.5	Ergebnisse der Umgussversuche des Demonstrators „Salzkern A-Säule“	147
6	Fazit	152
7	Ausblick	154
Anhang	157
Literaturverzeichnis	193

Kurzfassung

Sandkerne, sowie gepresste Salzkerne die im Kokillenguss eingesetzt werden, können den hohen Belastungen im Druckgießprozess nicht standhalten. Im Rahmen dieser Arbeit wurde die Salzkerntechnologie zur Herstellung hohler Aluminiumstrukturbauten untersucht. Es konnte gezeigt werden, dass durch die Verwendung von Salzkernen im Druckguss bisher nicht darstellbare, Hohlprofile hergestellt werden können. Dadurch soll zukünftig der innovative Leichtbau durch die Substitution von Einzelteilen und Gewichtsreduktion durch den Einsatz von Leichtmetallen weiterentwickelt werden. Die hohen Strömungs-, Temperatur- und Druckbelastungen im Druckgießverfahren erfordern hohe mechanische Eigenschaften der Salzkerne. Ebenso sollen komplexe Rippenstrukturen zu Versteifung von Hohlprofilen und Hinterschneidungen durch Salzkerne abgebildet werden können. Die Salzkerne können neben anderen Verfahren ebenfalls im Druckgießverfahren aus der schmelzflüssigen Phase hergestellt werden, welches sich durch einen hohen Automatisierungsgrad auszeichnet und eine endkonturnahe Herstellung der Salzkerne ermöglicht. Dabei weisen gegossene Salzkerne eine sehr hohe Oberflächenqualität auf.

Um eine möglichst hohe Festigkeit der Salzkerne zu erzielen, wurden unterschiedliche Salze in unterschiedlichen Salzzusammensetzungen auf ihre Biegefestigkeit, Gießbarkeit, Porosität und Rissneigung untersucht. Die Untersuchung umfasste die anorganischen Salze Natriumchlorid (NaCl), Natriumcarbonat (Na₂CO₃), Natriumnitrat (NaNO₃), Kaliumchlorid (KCl), Kaliumcarbonat (K₂CO₃), Kaliumsulfat (K₂SO₄), Magnesiumchlorid (MgCl) und Calcium-chlorid (CaCl₂). Die Auswahlkriterien richteten sich nach dem Schmelzpunkt, der Umweltbelastung und der Arbeitssicherheit.

Dabei konnte eine ausreichende Festigkeit für die Verwendung der Salzkerne im Druckguss erreicht werden. Die Erstarrungsmorphologie des Salzwerkstoffes wurde untersucht und anhand von Aufnahmen mit dem Rasterelektronenmikroskop analysiert. Zudem wurde der Einfluss eines Salzkerns auf das Aluminiumgussgefüge und die mechanischen Eigenschaften der Aluminiumdruckgussteile untersucht. Dabei konnte festgestellt werden, dass durch die isolierende Wirkung

eines eingelegten Salzkerns und die dadurch langsamere Erstarrung der Aluminiumlegierung die mechanischen Eigenschaften reduziert werden.

Zur Darstellung einer komplexen Rippenstruktur wurde ein Demonstrator Salzkern entwickelt, der Rippen in unterschiedlicher Form, Tiefe und Wandstärke beinhaltete. Des Weiteren wurde das Schwindungsverhalten druckgegossener Salzkerne betrachtet. Dadurch konnten Konstruktionsrichtlinien für die Salzkernherstellung im Druckgießverfahren erarbeitet werden. Ein weiterer Demonstrator Salzkern stellt eine untere A-Säule dar. Dabei konnten die Prozessparameter bei der Herstellung der Salzkerne untersucht werden. Signifikante Effekte auf die Defekteigenschaften der Salzkerne durch die Prozessparameter Formtemperatur, Gießkolbengeschwindigkeit und Schmelztemperatur konnten in unterschiedlichen Versuchsserien durch statistische Methoden nachgewiesen werden.

Die Salzkerne wurden im Druckgießverfahren mit Aluminiumschmelze umgossen. Lagerungskonzepte der Salzkerne im Druckgießwerkzeug wurden erarbeitet, um eine Verschiebung des Salzkerns während des Füllvorgangs bei dem Druckgießprozess zu verhindern. Ebenso wurden kritische Formfüllgeschwindigkeiten ermittelt, die zum Kernversagen durch Infiltration oder Kernbruch führen. Abschließend wurden mehrere Demonstratoren erfolgreich mit Aluminiumschmelze umgossen.

Abstract

Sand cores, as well as pressed salt cores used in permanent mold casting, cannot resist the high loads in the high pressure die casting process. In this work, salt core technology was investigated for the production of hollow aluminum structural components. It was demonstrated that the use of salt cores in high pressure die casting can produce hollow structural components that were previously impossible to produce. In the future, this will enable the further development of innovative lightweight construction through the substitution of individual parts and weight reduction through the use of light metals. The high flow, temperature and pressure loads in the high pressure die casting process require high mechanical properties of the salt cores. It should also be possible to use salt cores to cast complex rib structures for stiffening hollow sections and undercuts. In addition to other processes, the salt cores can also be produced from the molten phase by high pressure die casting, which is characterized by a high degree of automation and enables the salt cores to be produced close to the final contour. Cast salt cores have a very high surface quality.

In order to achieve the highest possible strength of the salt cores, different salts in different salt compositions were investigated for their bending strength, castability, porosity and cracking behaviour. The investigation included the inorganic salts sodium chloride (NaCl), sodium carbonate (Na₂CO₃), sodium nitrate (NaNO₃), potassium chloride (KCl), potassium carbonate (K₂CO₃), potassium sulfate (K₂SO₄), magnesium chloride (MgCl) and calcium chloride (CaCl₂). The selection criteria were based on melting point, environmental impact, and occupational safety.

Sufficient strength was achieved for the use of the salt cores in high pressure die casting. The morphology of the salt core solidification was investigated and analyzed by using scanning electron microscopy. In addition, the influence of a salt core on the aluminum cast structure and the mechanical properties of the aluminum die castings was investigated. It was found that the insulating effect of an inserted salt core and the resulting slower solidification of the aluminum alloy reduce the mechanical properties.

To demonstrate a complex rib structure, a demonstrator salt core was developed which included ribs of different shape, depth and wall thickness. Furthermore, the shrinkage behavior of high pressure die cast salt cores was considered. This allowed design guidelines to be developed for salt core production using the high pressure die casting process. Another salt core demonstrator is a lower A-pillar. The process parameters for the production of the salt cores were investigated. Significant effects on the defect properties of the salt cores due to the process parameters mold temperature, casting plunger speed and melt temperature were demonstrated in different experimental series using statistical methods.

The salt cores were recast with molten aluminum in a high pressure die casting process. Support concepts for the salt cores in the high pressure die casting mold were developed in order to prevent displacement of the salt core during the filling process in the high pressure die casting process. Critical mold filling speeds leading to core failure by infiltration or core breakage were also determined. Finally, several demonstrators were successfully recast with molten aluminum.

1 Einleitung und Motivation

Die Automobilindustrie entwickelt sich kontinuierlich weiter und sorgt damit für ein hohes Innovationspotential einzelner Baugruppen. Speziell dem Bereich Gewichtsoptimierung wird aufgrund der stetig wachsenden Zahl an Assistenz- und Komfortsystemen ein hohes Maß an Beachtung geschenkt. Es gilt das Fahrzeuggesamtgewicht trotz der eingebrachten Innovationen zu reduzieren bzw. zu halten. Gleichzeitig gilt es, die strengen Umweltanforderungen und die damit verbundenen CO₂-Ausstöße in den kommenden Jahren einzuhalten. Das Klimaziel bis im Jahr 2030 den CO₂-Ausstoß im Verkehrssektor um 40% zu reduzieren und die Fahrzeuge energieeffizienter zu gestalten, stellt eine große Herausforderung dar. Alternative Antriebe für Fahrzeuge für die Elektromobilität werden stark gefördert, um die Klimaziele zu erreichen [1]. Hier stellt die maximale Reichweite der Fahrzeuge den bisher limitierenden Faktor dar. Demnach wird sehr oft in der Karosseriestruktur und Rohkarosse, welche 20% des Gesamtgewichts eines Fahrzeuges einnimmt, nach Lösungen zur Gewichtsreduzierung gesucht, um die Reichweite der Elektrofahrzeuge zu erhöhen [2]. Hierzu bietet Aluminium innovative Konstruktionslösungen. Speziell die Gießverfahren bieten durch komplexe Strukturen die Möglichkeit dies zu realisieren. Wirtschaftlich betrachtet, stehen Gießverfahren in starker Konkurrenz zu Umformprozessen. Die Umformverfahren bieten die Möglichkeit komplexe Strukturen in kurzer Zykluszeit herzustellen. Allerdings können nur schalenartige Bauteile produziert werden, die in nachfolgenden Prozessschritten gefügt werden müssen [3]. Hohlprofile oder Bauteile mit komplexen Innenstrukturen wie Rippen lassen sich in diesem Prozess nicht abbilden. Daher bieten Gießverfahren die Möglichkeit Baugruppen durch Einzelteile zu substituieren. Speziell das Druckgießverfahren eignet sich als Fertigungsverfahren für dünnwandige Leichtbaulösungen mit komplexen Strukturen aus Aluminium oder Magnesium. Diese stellen bei einer erhöhten Steifigkeit und Funktionsintegration ein großes Innovationspotential für die Substitution geschweißter Blechkomponenten dar. Bauteile können in kürzester Zeit endkonturnah bei hoher Produktivität hergestellt werden [4]. Limitierender Faktor dieses Verfahrens ist jedoch die eingeschränkte geometrische Gestaltungsfreiheit. Hinterschnitte und Hohlräume können meist nicht dargestellt werden. Druckgießwerkzeuge sind

grundsätzlich zweiteilig, daher unterliegen die herzustellenden Gussteile einer Entformungsrichtung. Durch Schieberelemente können mehrere Entformungsrichtungen möglich sein, diese können aber nicht jede Geometrie abbilden, da sie nach dem Erstarrungsvorgang aus dem Gussteil mithilfe hydraulischer Zylinder der entfernt werden müssen. Abbildung 1 zeigt auf der linken Seite ein Druckgießwerkzeug mit aufwendiger Schieberkonstruktion und auf der rechten Seite eine CAD-Konstruktion einer Druckgießform eines 5-Zylinder Motorblocks.

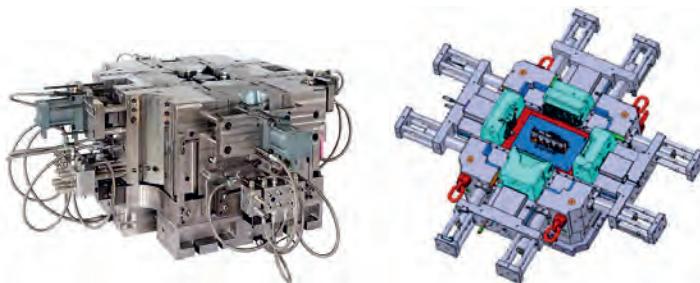


Abbildung 1: Druckgießwerkzeug mit aufwendiger Schieberkonstruktion (links) [5]; 3D-CAD-Konstruktion einer Großform für Reihen-5-Zylinder-Motorblock (rechts) [6]

Der Einsatz konventioneller Kerntechnologie aus dem Schwerkraftguss ist im Druckgießverfahren nicht anwendbar. Die im Schwerkraftguss verwendeten Sandkerne können den hohen Belastungen im Druckguss nicht standhalten. Die Schmelze wird unter sehr hoher Geschwindigkeit und hohem Druck in die Form gepresst, um dünnwandige Strukturen realisieren zu können. Die Sandkerne können durch Modifikation der Binderanteile die notwendige Festigkeit für den Druckgießprozess erreichen, lassen sich allerdings nur unter hohem Aufwand aus dem Druckgießbauteil entfernen. Als alternatives Kernmaterial bieten salzbasiierende Werkstoffe eine Möglichkeit für den Einsatz im Druckgießverfahren. Salzkerne finden bereits seit dem Jahr 1968 ihre Anwendung in Gießverfahren, speziell bei der Fertigung von Kolben im Kokillenguss [7]. Dabei werden Salzkerne aus Natrium- oder Kaliumchlorid gepresst und gesintert und anschließend im Kokillenguss eingesetzt. Allerdings ist dieses Verfahren durch die eingeschränkte geometrische Freiheit beschränkt. Nicht jede Geometrie kann durch gepresste Salzkerne abgebildet werden. Des Weiteren ist der Einsatz gepresster

Salzkerne im Druckguss durch inhomogene DichteVerteilung und einer Restporosität von bis zu 20% kritisch [8]. Salzkerne, die aus der flüssigen Phase im Druckguss hergestellt werden, können den hohen Anforderungen im Druckgießprozess gerecht werden und neue Anwendungsfelder für Strukturbauten im Druckguss eröffnen.

Salzkerne, die aus der flüssigen Phase hergestellt werden, wurden bereits eingehend für Anwendungen wie Hohlräume als Stegkühlung in einem Zylinderkurbelgehäuse [9] oder als Zylinderkern bei der Herstellung eines 2-Takt V6 Motors [10] etabliert. Dabei handelt es sich allerdings um kleine Salzkerne ohne geometrisch komplexe Strukturen. Die Salzkerntechnologie wird nicht flächendeckend eingesetzt, da Entwicklungsbedarf bei der Herstellung der Salzkerne besteht. Die Prozesssicherheit stellt die größte Herausforderung dar. Durch die Entwicklung einer optimalen Salzzusammensetzung soll die Prozesssicherheit erhöht werden. Großvolumige Salzkerne, die eine komplexe Geometrie aufweisen, wurden bisher nicht eingesetzt. Diese sind für die Herstellung von großflächigen Hohlprofilen im Druckgießverfahren notwendig.

Ziel der Dissertation ist es daher, ein Kernsystem zu entwickeln, welches im Druckguss eingesetzt werden kann, um hohle Aluminiumstrukturbauten abgießen zu können. Dabei richtet sich der Fokus auf die Zusammensetzung des Salzwerkstoffes sowie auf die Gestaltung der druckgegossenen, komplexen Salzkerne. Zudem werden die Prozessparameter zur Herstellung der Salzkerne im Druckgießverfahren untersucht. Darüber hinaus sind die Lagerung und Fixierung der Salzkerne im Druckgießwerkzeug während des Umgießprozesses als auch die Untersuchung der Versagenskriterien von Salzkernen im Druckgießprozess untersucht worden.

2 Stand der Technik

2.1 Einsatz verlorener Kerne im Druckgießverfahren

Zur Abbildung von Hohlgeometrien und Hinterschnitten in Gussteilen ist der Einsatz verlorener Kerne im Sand- und Kokillenguss Stand der Technik. Der Kernbinder zerfällt im Verlauf der Erstarrung der metallischen Schmelze durch die Gießhitze und der Kernsand kann aus dem Gussteil entfernt werden. Beim Druckgießverfahren wird die metallische Schmelze mit 30 m/s - 60 m/s in die Form geschossen. Danach wird das flüssige Metall mit einem Nachdruck von bis zu 1200 bar komprimiert, um die Nachspeisung während der Erstarrung zu gewährleisten. Die Anforderungen an verlorene Kerne, die im Druckgießprozess eingesetzt werden sollen, sind folglich extrem hoch. Konventionelle Sandkerne sind diesen praktisch nicht gewachsen. Eine hohe Oberflächenqualität der Kerne ist eine Voraussetzung für glattwandige Gussoberflächen.

2.1.1 Sandkerne im Druckguss

Sandkerne, die den hohen Kräften standhalten, sind aufgrund ihres hohen Binderanteils nur durch gesteigerten Aufwand aus dem Gussteil entfernbare, was die Anwendung von Sandkernen im Druckguss unwirtschaftlich macht [11]. Die KS Aluminium-Technologie GmbH entwickelte einen druckgussfesten Wassermanntelsandkern für ein closed-deck Zylinderkurbelgehäuse, Abbildung 2 [12]. Durch die closed-deck Ausführung wird der obere Zylinderbereich versteift. Durch die steifere Konstruktion können Materialeinsparungen erreicht werden. Die Herstellung im endkonturnahen Druckgießverfahren ermöglicht im Vergleich zum Kokillenguss oder Sandkernpaketverfahren weitere Materialeinsparungen. Die Anforderungen an die Sandkerne waren dabei die Druckfestigkeit sowie über eine bestimmte Zeit auch die Temperaturstabilität. Die Kernherstellung erfolgte mit herkömmlichem Quarzsand und einem wärmehärtenden Kunstrarzbinder unter Zusatz eines Härters bzw. Katalysators im Hot-Box Verfahren. Zur Vermeidung von Oberflächenfehlern wurde eine spezielle Schlichte eingesetzt, welche den hohen Strömungsgeschwindigkeiten der Schmelze im Druckgießverfahren standhalten kann. Die Produktion von closed-deck Zylinderkurbelgehäusen im Druckguss

verursacht momentan Mehrkosten, die einen seriellen Einsatz ausschließlich für eine Topmotorisierung einer open-deck Basismotorisierung möglich macht.



Abbildung 2: Links: Vergleich open-deck und closed-deck Variante, mitte: Versteifter oberer Zylinderbereich durch closed-deck Konstruktion, rechts: Sandkern [12]

Die Honda R&D Co., Ltd befasste sich mit der Herstellung von hohlen Strukturbauten im Druckguss durch die Verwendung von Sandkernen. Für Kleinteile konnten durch Reduzierung der Gießgeschwindigkeit um das 1,5-fache, hohle Aluminiumdruckgussbauteile mit eingelegten Sandkernen hergestellt werden. Großflächige Strukturbauten erfordern allerdings aufgrund der langen Fließwege der Schmelze hohe Strömungsgeschwindigkeiten, um Kaltfließstellen zu vermeiden. Für die Herstellung einer Motorradschwinge im Druckgießverfahren wurden durch Simulationen des Gießvorgangs zunächst die Kernbelastungen ermittelt. Dadurch konnte eine notwendige Biegefesteitkigkeit der Sandkerne von 20 Mpa festgelegt werden. Abbildung 3 zeigt die Motorradschwinge und den dazugehörigen Sandkern.

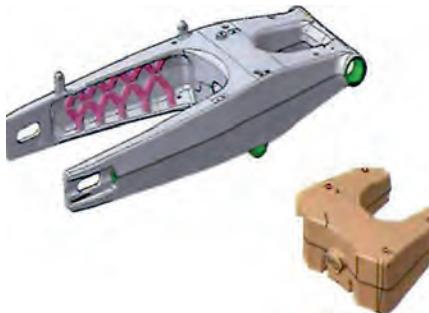


Abbildung 3: Motorradschwinge und Sandkern für die Herstellung im Druckgießverfahren [13]

Um diese Biegefesteitkigkeit zu erreichen wurde Phenolharz als Bindermaterial eingesetzt, welches sich während des Gießvorganges zersetzt und ein Entformen

des Sandkerns durch mechanische Schwingungen ermöglicht. Eine Schlichte zur Vermeidung von Oberflächenfehlern kam ebenfalls zum Einsatz. Allerdings konnten dadurch Kernschäden bei dem Umguss des Sandkerns aufgrund der hohen Strömungsgeschwindigkeiten der Schmelze nicht ausgeschlossen werden. Vermutet wird, dass das Auftreffen der Schmelzefront während der Formfüllphase für das Kernversagen verantwortlich ist. Die prozesssichere Herstellung von hohen Strukturauteilen im Druckgießverfahren konnte durch die Verwendung des Sandkerns nicht sichergestellt werden. [13]

2.1.2 Keramische Kerne

Die Verwendung eines Wassermantels aus einem wasserlöslichen keramischen Kernwerkstoff im Druckguss wurde an einem Einzylinder-Kurbelgehäuse Demonstrator untersucht [14]. Die keramischen Kerne weisen eine Festigkeit von bis zu 60 MPa auf. Aufgrund der hohen Festigkeit der Keramikkerne mussten diese jedoch mit einem Hochdruckwasserstrahl mit 2000 bar aus den Gussteilen herausgelöst werden, Abbildung 4. Da die keramischen Kerne ohne Bindernanteile hergestellt werden, erfolgt kein Ausgasen der Kerne während des Umgießens, wie es bei Sandkernen der Fall ist

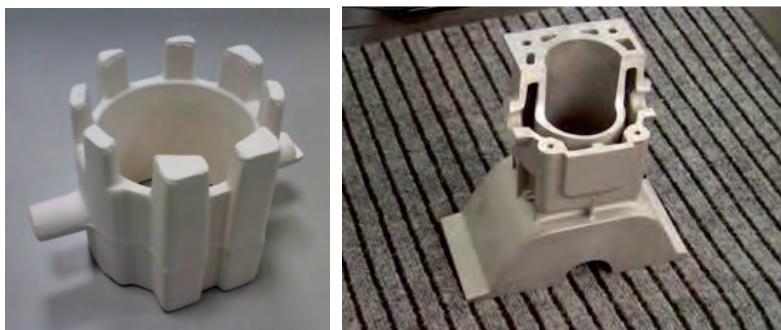


Abbildung 4: Closed-deck Demonstrator im Druckguss mit Keramikkern und SSR-Technology [15] [14]

2.1.3 Einsatz metallischer Hohlkörperereinlagen

Das Eingießen metallischer Hohlkörper ist eine weitere bekannte Möglichkeit zur Darstellung funktionaler Hohlräume in Druckgussbauteilen. Das eingegossene Rohr verhindert das Austreten des zu leitenden Fluides. Hierbei bilden die Festigkeit des Hohlkörpers während des Umgusses und die Anbindung an das Umgussmaterial die limitierenden Faktoren im Druckgießprozess. Die Technologie der eingegossenen Stahlrohre hielt bei der Herstellung eines 8-Gang-Automatikgetriebegehäuses Einzug in die Serienproduktion. Dadurch konnte die bisher sehr aufwändige spanende Bearbeitung zur Darstellung von Ölversorgungskanälen ersetzt werden [16].

Ein Herstellungsverfahren mit einem pulverförmigen Füllstoff in Rohrgeometrien erlaubt den Einsatz von Aluminiumrohren mit Wanddicken zwischen 0,5 mm und 2 mm, [17]. Die Verwendung dünner Rohre aus Aluminium statt Stahl bietet neben einem Gewichtsvorteil eine leichtere Bearbeitung und eine einfachere Rückführung von Ausschussteilen, da keine Materialtrennung erforderlich ist. Zudem wird der korrosive Angriff durch Stahl in Aluminiumgussteilen erhöht. Zur Verbesserung der Anbindung zwischen metallischem Hohlkörper und Umguss sind verschiedene Beschichtungsvarianten mit unterschiedlichen metallischen Werkstoffen bekannt [18], [19], [20].

Durch die Beschichtung eines Stahlrohres mit Zink konnte im Rahmen des Forschungsvorhabens 3D-Freiform durchgeführten Untersuchungen eine form- und stoffschlüssige Anbindung am Gussteil erreicht werden [21]. Die Abbildung 5 zeigt die stoffschlüssige Verbindung zwischen dem zinkbeschichteten Rohreinleger aus Stahl und dem Aluminiumumguss.

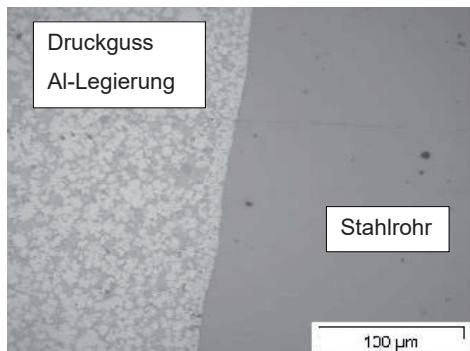


Abbildung 5: Schliffbild der stoffschlüssigen Anbindung des zinkbeschichteten Rohreinlegers an den Aluminiumumguss [21]

2.2 Übersicht über Salzkerntechnologien

Der Einsatz von Salzkernen eröffnet neue Anwendungsfelder durch eine Erweiterung des Produktspektrums für das Druckgießverfahren. Zu den Vorteilen von Salzkernen zählen deren sehr hohe Festigkeit und die einfache, rückstandsfreie Entkernung der Gussteile mit Wasser. Bisherige Untersuchungen mit Salzkernen zur Herstellung von Hinterschnitten und Hohlräumen haben bestätigt, dass in dieser Technologie ein großes Potenzial zu sehen ist [22], [23]. Dies ist in Abschnitt „2.2.4 Druckgegossene Salzkerne“ ausführlich beschrieben.

2.2.1 Salzsysteme

Zur Herstellung von Salzkernen in unterschiedlichen Verfahren können eine Vielzahl an Salzen verwendet werden. Die Salze weisen unterschiedliche Eigenschaften wie Festigkeit, Porosität und Löslichkeit auf. Yamaha Motors untersuchte in Zusammenarbeit mit der Universität Tohoku in Japan mehrere Salzsysteme für die Herstellung von druckgegossenen Salzkernen. Speziell die Salze Kaliumchlorid (KCl), Kaliumcarbonat (K_2CO_3), Natriumchlorid (NaCl) und Natriumcarbonat (Na_2CO_3) wurden untersucht. Die Biegefestigkeit der Komponenten wurde in einem binären Zweistoffsysteem sowie als Reinkomponenten ermittelt.

Die Herstellung der Proben für den Biegeversuch erfolgte im Kokillenguss. Abbildung 6 zeigt die Biegefestigkeit in Abhängigkeit der Zusammensetzung und die dazugehörigen Phasendiagramme.

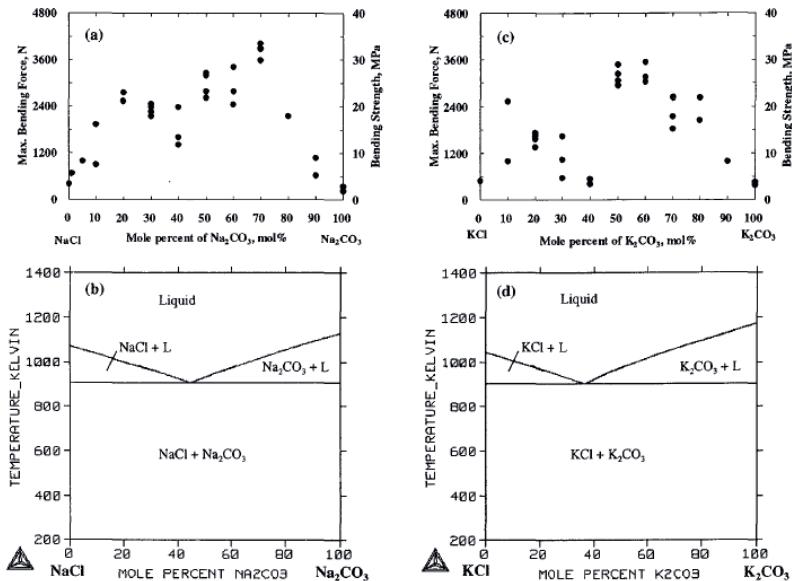


Abbildung 6: Biegefestigkeit und Phasendiagramme der Systeme NaCl-Na₂CO₃ (links) und KCl-K₂CO₃ (rechts) [24]

Die Versuche zeigten, dass die geringsten Festigkeiten bei der Verwendung von Reinkomponenten erzielt werden konnten. Ebenfalls ist in den Untersuchungen sichtbar, dass geringe Biegefestigkeiten bei einer eutektischen Zusammensetzung erreicht werden. Die höchsten Festigkeiten lassen sich durch die Verwendung einer übereutektischen Salzzusammensetzung erzielen. Die maximalen Festigkeiten werden im System Natriumchlorid / Natriumcarbonat bei 75 mol% und im System Kaliumchlorid / Kaliumcarbonat bei 45 mol% des jeweiligen Carbonatgehaltes erreicht. [24]

Ergänzende Untersuchungen zu den Festigkeiten verschiedener Salzzusammensetzungen wurden von Yamaha Motors durchgeführt. Dabei wurden im System Natriumchlorid / Natriumcarbonat die Zusammensetzungen und die Einflüsse der Prozessparameter auf die Biegefestigkeit der Salzkerne untersucht.

Die Überhitzungstemperatur der Schmelze nimmt nach Yamada einen erheblichen Einfluss auf die Biegefestigkeit. Eine niedrige Überhitzungstemperatur zwischen 9°C - 23°C zeigt die höchsten Biegefestigkeiten.

In den Untersuchungen konnten ebenfalls die höchsten Biegefestigkeiten bei einer übereutektischen Salzzusammensetzung erzielt werden, wie in Abbildung 7 dargestellt. [25]

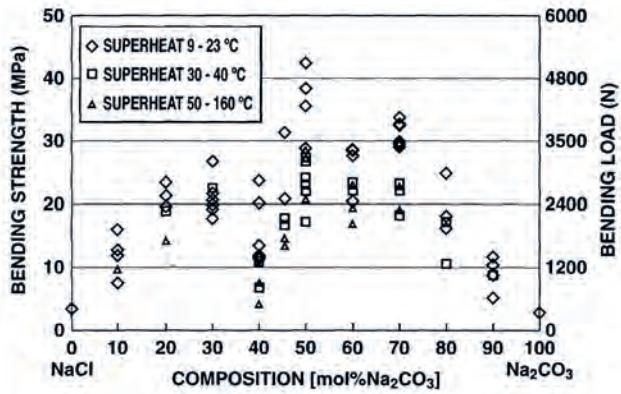


Abbildung 7: Einfluss der Salzzusammensetzung sowie der Überhitzungstemperatur auf die Biegefestigkeit der Salzkerne [25]

Als Ergänzung wurde die Formtemperatur bei der Herstellung von Salzkernen untersucht und mit der Überhitzungstemperatur der Salzschorze korreliert. Dabei konnte festgestellt werden, dass hohe Formtemperaturen im Bereich von 204°C - 364°C in Verbindung mit niedrigen Überhitzungstemperaturen hohe Biegefestigkeiten erzielen.

Die Abbildung 8 zeigt die Korrelationen zwischen den Prozessparametern Formtemperatur und Überhitzungstemperatur der Salzschorze bei der Herstellung von Salzkernen, bezogen auf das Ergebnis Biegefestigkeit [25].

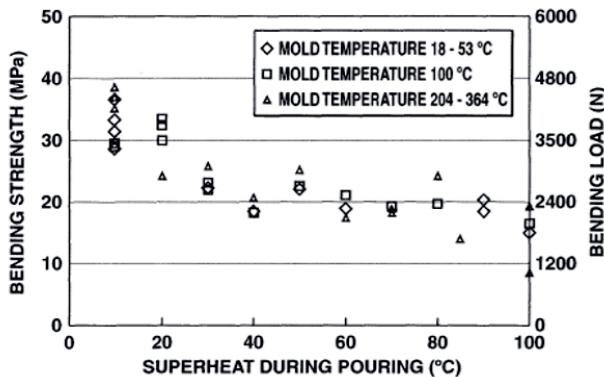


Abbildung 8: Korrelation der Prozessparameter Überhitzungstemperatur der Salzschmelze und Formtemperatur bei der Herstellung der Salzkerne [25]

Obolentsev [26] zeigte, dass die Form- sowie die Schmelzetemperatur einen Einfluss auf die Oberflächenbeschaffenheit gegossener Salzkerne haben. Ähnlich wie bei Metallen führen hohe Formtemperaturen aufgrund der niedrigeren Abkühlrate beim Auftreffen der Schmelze auf die Formoberfläche zu einem besseren Fließverhalten der Salzschmelze. Flessner et al. [27] beschreiben die Ausbildung einer Guss Haut in Abhängigkeit der Formtemperatur. Bei niedrigen Formtemperaturen bildet sich durch die schnelle Abkühlung im Kontakt mit dem Formstahl eine Randschale, die eine starke Isolationswirkung besitzt. Dadurch entsteht ein verzögerter Erstarrungsverlauf im Zentrum der Salzkerne, was zu einer starken Inhomogenität und Schwindungsporosität im Kern führen kann. Ist die Schicht bei höheren Formtemperatoren weniger stark ausgeprägt, kann die Temperatur gleichmäßiger abgeführt werden, was zu geringeren Spannungen im Salzkern führt.

Diese Erkenntnisse werden durch Untersuchungen von Anzai et al. [28] bestätigt. Die Untersuchungen umfassten den Einfluss der Formtemperatur und des Nachdrucks auf die Biegefestigkeit der Salzkerne mit unterschiedlichen Zusammensetzungen. Dabei ist erkennbar, dass ab einer Formtemperatur von 250°C die Biegefestigkeit einen sprunghaften Anstieg zeigt. Der Nachdruck zum Verdichten des Salzes in der Druckgießform nimmt nur bei hohen Formtemperaturen einen positiven Einfluss auf die Biegefestigkeit.

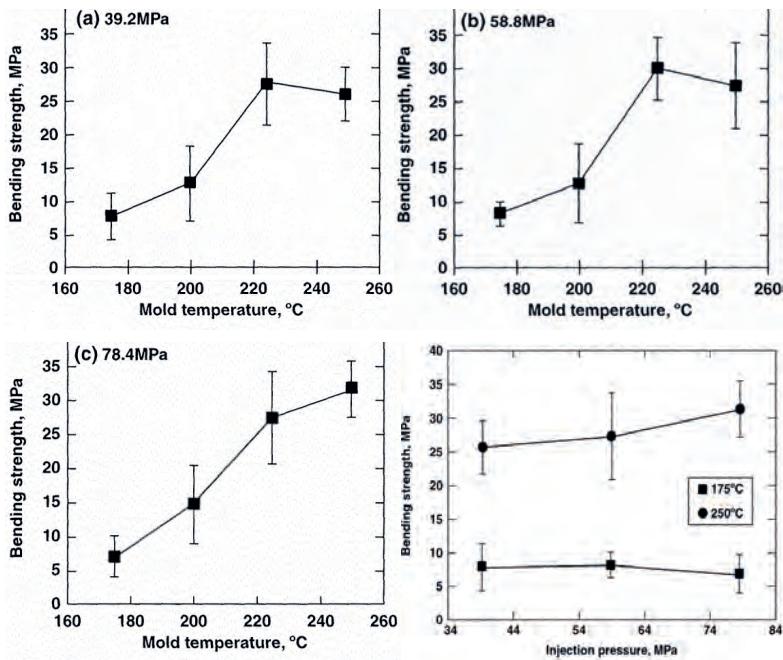


Abbildung 9: Einfluss der Formtemperatur und des Nachdrucks auf die Biegefestigkeit der Salzkerne [28]

Die unterschiedlichen Festigkeiten in Abhängigkeit der Zusammensetzungen werden nach Yaokawa [29] durch die unterschiedlichen Kristallstrukturen erklärt. Dabei wird bei auftretender Belastung die Rissbildung betrachtet. Das Risswachstum wird maßgeblich durch zwei Effekte beeinflusst. Yaokoawa beschreibt dies durch „crack bowing“ und „crack deflection“. Dabei wird das Risswachstum in untereutektischen und übereutektischen Zusammensetzungen durch die vorhandenen Primärphasen gebremst.

Der Effekt „crack bowing“, wie in Abbildung 10 (a) dargestellt, beschreibt die Ablenkung eines Risses durch Auftreffen auf Primärkristalle, die von einer eutektischen Struktur umgeben sind. Dadurch wird das Risswachstum verhindert.

„Crack deflection“, wie in Abbildung 10 (b) dargestellt, beschreibt die Umlenkung und Krümmung des Risses durch die vorhandenen Primärphasen. Dadurch wird das Risswachstum gebremst. Beide Mechanismen werden oft gleichzeitig beobachtet. [29]

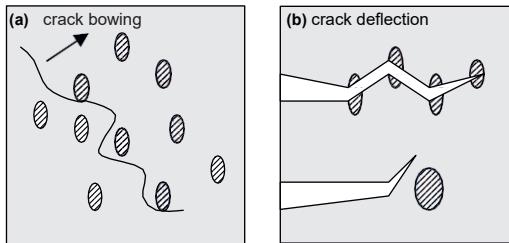


Abbildung 10: schematische Darstellung der Verstärkungsmechanismen durch Primärphasenanteile, links: crack bowing, rechts: crack deflection [29]

Die Ergebnisse der Festigkeitsuntersuchungen von Salzkernen bestätigen die Verstärkungsmechanismen durch Primärphasen. Bei der eutektischen Zusammensetzung setzt sich die Struktur vollständig aus der eutektischen Phase zusammen, wie in Abbildung 11 a) dargestellt.

Wenn an der Oberfläche der eutektischen Zusammensetzung eine Rissinitierung wie Abbildung 11 b) auftritt, kann sich der Riss ausbreiten, da keine Primärpartikel die Rissausbreitung verhindern oder ablenken. Bei der Verwendung von Reinkomponenten besteht die Struktur ausschließlich aus Primärphasenanteilen. Dadurch kann sich der Riss durch die einzelnen Kristalle an ihren Grenzflächen ausbreiten, was zu einer ebenfalls niedrigen Festigkeit führt. Dies ist schematisch in Abbildung 11 c) und d) dargestellt.

Im Gegensatz dazu existieren bei unter- und übereutektischen Zusammensetzungen Primärphasen, welche von einer eutektischen Matrix umschlossen sind. Die Struktur ist in Abbildung 11 e) und f) dargestellt. Dabei verhindert oder lenkt die dendritischen Primärphase die Rissausbreitung um, wodurch eine höhere Festigkeit der Salzkerne erzielt wird. [29]

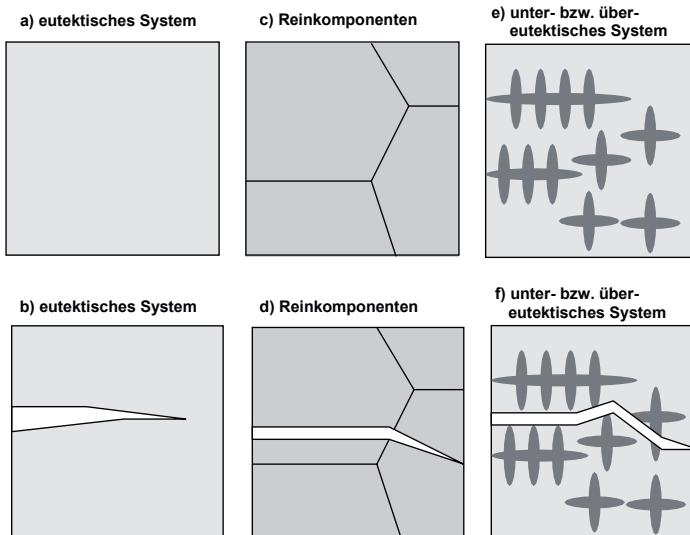


Abbildung 11: Rissausbreitung in unterschiedlichen Systemen: a) und b) eutektisches System; c) und d) Reinkomponenten e) und f) über- bzw. untereutektisches System [29]

2.2.2 Gepresste und gesinterte Salzkerne

Der Einsatz gepresster Salzkerne zur Darstellung von Hohlräumen in metallischen Gussteilen, die ihre Endfestigkeit in einem thermischen Sintervorgang erhalten und mit Wasser ausgespült werden können, wurde bereits 1968 patentiert [30], [31]. Zur Herstellung der Kerne wird Kochsalz gepresst und im Anschluss gesintert [11]. Diese hochfesten Kerne erhalten während des Herstellungsprozesses keramische Eigenschaften. Somit lassen sich glatte Gussoberflächen erreichen. Der wesentliche Vorteil dieser Kerne ist der Verzicht auf Härter und Bindemittel, sodass die Kerne während des Umgießens keine Schadstoffe freisetzen, wie sie beim Zerfall von Sandkernen auftreten. Die gepressten Salzkerne können ausschließlich für einfache Geometrien eingesetzt werden, welche beispielsweise keine Rippenstrukturen zur Versteifung von Aluminiumgussteilen enthalten.

Aufgrund der inhomogenen Dichteverteilung und einer hohen Porosität werden die Salzkerne durch mechanische und thermische Belastung während des Umgießprozesses verformt [8]. Ein neues Verfahren zur Herstellung nassgepresster Salzkerne wurde von AUDI im Jahr 2014 vorgestellt [32] und [33]. Durch das Nasspressen ohne Sintern konnten eine höhere Verdichtung, höhere Festigkeiten, eine geringere Oberflächenrauheit und eine höhere Gestaltungsfreiheit durch die geringere Reibung beim Verpressen nachgewiesen werden. Die Gegenüberstellung der Festigkeitseigenschaften und der Dichte der unterschiedlichen Herstellungsverfahren ist auf der linken Seite in Abbildung 12 dargestellt. Die resultierende Kernkompression während dem Umgießprozess durch die hohe mechanische Belastung ist in Abbildung 12 auf der rechten Seite dargestellt. Dabei ist ersichtlich, dass durch die höhere Dichte der nassgepressten Salzkerne die Kernkompression deutlich abnimmt.

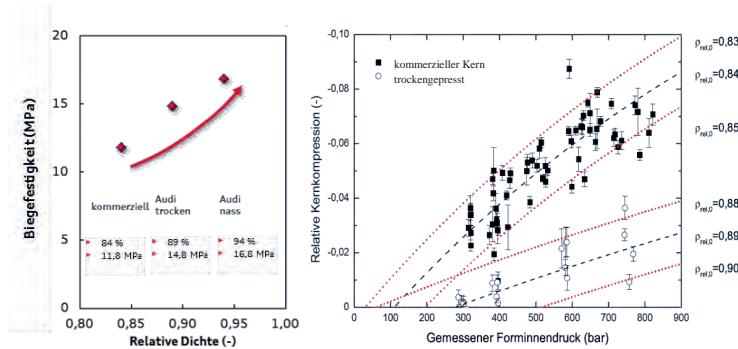


Abbildung 12: Vergleich der Eigenschaften gepresster Salzkerne aus unterschiedlichen Herstellungsverfahren [32]

Bei einem Ölwanneoberteil eines Audi V8 TFSI Motors konnte durch die Verwendung eines gepressten Salzkerns ein langer, dünner und damit thermisch hochbelasteter Schrägschieber entfallen, Abbildung 13, was zu einer höheren Standzeit des Druckgießwerkzeugs führte. In seiner Dissertation beschreibt Fuchs auch die Simulation des Kernversagens [33] während des Formfüllvorgangs im Druckgießverfahren. Dabei sind die Lagerungspunkte des Salzkerns im Druckgießwerkzeug und das Gießsystem des Aluminiumdruckgussbauteils von entscheidender Bedeutung.



Abbildung 13: Ölwannenoberteil mit gepresstem Salzkern [33]

2.2.3 Kerngeschossene Salzkerne

Zur Aufhebung der mit dem uniaxialen Pressverfahren verbundenen Geometrieeinschränkungen wurde im Rahmen des Forschungsvorhabens 3D-Freiform der bisher im Kernschießverfahren eingesetzte Werkstoff Sand durch Salz substituiert. Das Erreichen der Endfestigkeit der Salzkerne erfolgt analog dem Kernschießverfahren mit Sand durch die Aushärtung eines geeigneten Bindersystems. Nachteilig dabei ist die Freisetzung von Kerngasen während des Umgießvorgangs. Zudem weisen diese Kerne, ebenso wie Sandkerne, eine nur sehr niedrige Festigkeit auf und sind somit nicht für den Druckgießprozess einsetzbar [34], [21], [35], [36]. Untersuchungen mit einer Prinzipgeometrie im Gießereilabor der Hochschule Aalen haben gezeigt, dass diese Kerne selbst bei niedrigen Kolbengeschwindigkeiten und Gießdrücken bereits durch Kernbruch versagen. Ebenso konnte eine hohe Kernkompression festgestellt werden, die bei den Aluminiumdruckgussbauteilen für eine Maßabweichung sorgt. Somit wurden kerngeschossene Salzkerne für die Verwendung im Druckgießverfahren ausgeschlossen.

2.2.4 Druckgegossene Salzkerne

Bereits seit 1990 setzt die Firma Mercury Marine verlorene Kerne aus einem Salzwerkstoff ein. Der Kern wurde im Druckgießverfahren aus der schmelzflüssigen Phase hergestellt und diente als Zylinderkern in einem 2-Takt-V6 Aluminium Motor, Abbildung 14.

Der Salzkern zeichnete sich besonders durch eine hohe Oberflächenqualität aus.

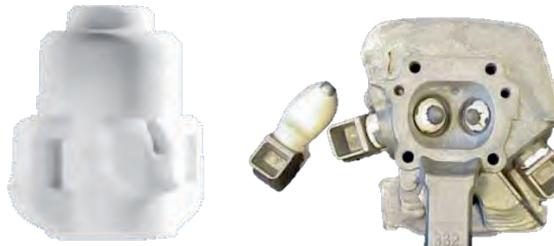


Abbildung 14: Salzkern und Gussteil, Mercury Marine, [10]

Die Geometrie des Salzkerns ist jedoch relativ einfach. Der Salzkern wird darüber hinaus mit einem Stahleinlegelostesteil im Werkzeug fixiert, was zu hohen Kosten etc. führt und bei Großserien nicht infrage kommt.

Ein weiteres Beispiel für die Anwendung von Salzkernen ist der Wasserauslassstutzen, der von der Bühler AG in Kooperation mit der Firma Bocar realisiert wurde, Abbildung 15 [37].



Abbildung 15: Wasserauslassstutzen aus Aluminium Druckguss unter Verwendung eines Salzkerns [37]

Zu den wichtigsten Vorteilen der Erzeugung von Salzkernen aus der flüssigen Phase zählen hohe Stabilität gegenüber mechanischen und thermischen Beanspruchungen sowie die ausgezeichnete Oberflächenqualität. Als besondere Herausforderung erwies sich hierbei die Beherrschung der hohen Materialschwindung bei der Erstarrung des Salzes mit entsprechend starker Rissneigung und Lunkerbildung im Kerninneren.

Die Firma Bühler AG [23] beschreibt den Druckgießprozess mit Salzkernen an einer automatisierten Kaltkammerdruckgießmaschine im Technologiezentrum in Uzwil. Die folgende Abbildung 16 zeigt den gegossenen Salzkern sowie das Druckgussbauteil, an dem der Salzkern wieder entfernt wurde.



Abbildung 16: Salzkern und Demonstratorbauteil der Fa. Bühler [23]

Bei dieser für das Druckgießen entwickelten Prozesskette wird zunächst das Salzgemisch in einem Ofen dosiert, gemischt und aufgeschmolzen. Anschließend wird die Salzschmelze bis zur Dosierung in die Druckgießanlage im Ofen temperiert. Die Dosierung der Schmelze erfolgt wie bei normalen Druckgießprozessen bei geschlossener Form der Druckgießmaschine. Nach Erstarrung des gegossenen Salzkerns innerhalb weniger Sekunden aufgrund dünner Wandstärken, kann dieser mit Hilfe eines Roboters entnommen werden. Aufbauend auf diesen vorgelagerten Gießprozess wird der Kern erneut in eine andere Druckgießform eingelegt und mit einer Aluminiumlegierung umgossen. Nach abgeschlossenem Gießprozess erfolgt das Herauslösen des Salzkerns mittels einer Wasser-Hochdruck-Entkernungsanlage, die mit bis zu 1000bar den Salzkern ausspült. Das Druckgussbauteil zeigt im Hohlkanal eine glatte Oberflächenstruktur welche sich durch den Salzkern abbildet.

Im Gießereilabor der Hochschule Aalen wird seit 2008 am Einsatz von Salzkernen im Druckguss gearbeitet. Um der hohen Schwindung und Rissbildung entgegenzuwirken, wurde das Salz in Aalen unter anderem in einem semi-soliden Zustand abgegossen und unter Variation der Gießparameter in einer weiteren Versuchsreihe mit Aluminium wiederum im Druckgießverfahren umgossen. Die glatte Oberfläche durch den Salzkern und die gleichbleibende Wanddicke zeigen das Potenzial der Salzkerne. Eine Kernkompression, wie sie bei Sand- und gepressten Salzkernen auftrat, konnte nicht beobachtet werden.

Ein Demonstrator wurde in Zusammenarbeit mit den Firmen Alupress und Schüle entwickelt. Es handelt sich hier um ein Druckgussbauteil mit massiver Nabe, die durch einen neu entwickelten Salzkern hohl dargestellt werden konnte, Abbildung 17. Dadurch kommt es zu Materialeinsparungen und damit verbundener Gewichtsreduzierung, sowie zur Reduzierung der lokalen Erstarrungszeit im Zentrum des Aluminiumgussteils durch Darstellung als Hohlgussgeometrie. Dies führt bei der Herstellung der Aluminiumgussteile zur Reduzierung der Zykluszeit im Druckgießprozess.



Abbildung 17: Salzkern und Druckgussteil mit Salzkern im Schnitt

Um Bauteile mit integrierten Hohlstrukturen höherer Geometriefreiheitsgrade im Druckgießverfahren herstellen zu können, wurden im Verbundforschungsprojekt „3D-Freiform – medienführende Kanäle im Druckguss“ Salzkerntechnologien untersucht [21]. Im Rahmen dieses Forschungsvorhabens wurden zwei anwendungsnahe Demonstratorbauteile entwickelt und konstruiert. Dabei handelte es sich zum einen um ein Ölfiltergehäuse mit angegossenem Hohlkanal zur Medienleitung und als zweiter Demonstrator wurde ein Strukturbau teil entwickelt,

welches eine Hohlgeomtrie zum verstauen des Gussteils beinhaltet. Abbildung 18 zeigt die in Aalen hergestellten Salzkerne und die damit hergestellten Demonstratordruckgussteile.



Abbildung 18: Salzkern- Umgusswerkzeuge und Druckgussteile [21]

Die Abbildung 19 zeigt die Kanaloberfläche nach dem Ausspülvorgang des Salzkerns. Hierbei ist wieder die sehr gute Oberflächenbeschaffenheit erkennbar.



Abbildung 19: Oberflächenbeschaffenheit der Hohlstruktur im Druckgussteil im Bereich des Salzkerns [21]

Hohle Salzkerne haben im Vergleich zu massiven Kernen den Vorteil, energie- und materialeffizienter zu sein. Der hohle Kern wiegt 50% des massiven Kerns. Darüber hinaus können hohle Salzkerne wesentlich schneller und ressourcenschonender ausgespült werden. Gleichzeitig wird durch die Hohlstruktur die Erstarrungszeit des Salzkerns reduziert, was unmittelbar zu einer starken Verkürzung der Zykluszeiten bei der Herstellung führt und Kosten dadurch einspart. In Aalen wurden bereits Salzkerne aus der flüssigen Phase hohl hergestellt, Abbildung 20. Das Verfahren der Herstellung von hohlen Salzkernen ist patentiert [38] und konnte für Prinzipgeometrien umgesetzt werden.



Abbildung 20: Hohler Salzkern [38]

In Zukunft sind auch großvolumige Hohl-Kerne zur Herstellung von Strukturbau- teilen denkbar. Im Mercedes SL wird ein hohles Strukturgussbauteil eingesetzt, das 22 Blechteile ersetzt, die vorher aufwändig gefügt werden mussten, Abbildung 21. Dieses Gussteil wird jedoch im Niederdruckkokillengießverfahren her- gestellt, da momentan kein Kernsystem für das Druckgießverfahren existiert [39].



Abbildung 21: Karosserie, Strukturgussteil und Sandkern des neuen Mercedes SL [39]

Der Sandkern, der zur Herstellung der Hohlstruktur eingesetzt wird, hat ein Ge- wicht von ca. 24 kg. Durch den Einsatz eines hohlen Salzkerns könnten das Ge-

wicht und auch die Zeit zum Entfernen des Kerns deutlich reduziert werden, Abbildung 22 zeigt einen solchen hohlen Großkern aus Salz aus einer Vorstudie, der jedoch mangels Werkzeugs nicht umgossen werden konnte. Das Abgussgewicht dieses Großkerns betrug ca. 5kg.



Abbildung 22: Hohler Demonstrator Großkern für mögliches Strukturbau teil [22]

Für die Herstellung von Closed-deck Zylinderkurbelgehäusen wurden in Aalen Wassermantelkerne für einen 4-Zylinder für das Mercedes Werk Untertürkheim im Kaltkammerdruckgießverfahren hergestellt, Abbildung 23, die erfolgreich umgossen wurden [40]. Hierbei stellte die Maßhaltigkeit der Kerne eine große Herausforderung dar. Aufgrund der dünnten Strukturen können die sich die Salzkerne während dem Abkühlvorgang verziehen, was zu Lasten der Passgenauigkeit im Umgießwerkzeug führt. Ein ähnliches Vorhaben wird bei Volkswagen in Zusammenarbeit mit der Fa. Bühler durchgeführt.



Abbildung 23: Wassermantelkern und Zylinderkurbelgehäuse von Mercedes, Werk Untertürkheim [8]

2.2.5 Salzkerne im Warmkammerverfahren

Da Salze in Stahliegeln geschmolzen werden können, liegt es auf der Hand die Salzkerne im hochproduktiven Warmkammerdruckgießverfahren herzustellen. Alle Vorteile, die für Gussteile gelten, würden auch für die Herstellung von Salzkernen gelten: Wirtschaftlichkeit, Kreislaufanteil, Lufteinschlüsse etc. Hierzu wurden von Erhard, N. bereits Ergebnisse dargestellt, Abbildung 24, Abbildung 25 [9]. Hergestellt wurden ein Hebel als Demonstrator und Einlegeplättchen für einen 3D-Kühlkanal in thermisch hochbelasten Bereichen eines dünnwandigen Al-Druckgussbauteils von Mercedes, Werk Untertürkheim, das in einer 8-Achtfachform dargestellt werden konnte. Nachteilig ist die begrenzte Maschinengröße der Warmkammerdruckgießmaschinen, was eine Produktion von Großkernen ausschließt.



Abbildung 24: Salzdemontator „Hebel“ im Warmkammerverfahren hergestellt [9]



Abbildung 25: Einlegeplättchen für Mercedes, Werk Untertürkheim hergestellt im wirtschaftlichen Warmkammerverfahren [9]

Einen Machbarkeitsvergleich zur Verwendung unterschiedlicher Kernherstellungsverfahren zeigte Eibisch, H., Abbildung 26 [32]. Der Dachknoten des Lamborghini Huracan wird in der Serie in Kokillenguss gefertigt. Durch den Einsatz

eines Druckgussbauteils würden mechanische Bearbeitung, Fertigungskosten und Gewicht eingespart werden. Verglichen wurden gepresste Salzkerne der Fa. Emil Müller GmbH, gegossene Salzkerne von Bühler und Keramikkerne von Lomopress. Es zeigte sich, dass die keramischen Kerne zwar den geringsten Kernbruch und höchste Kernstabilität zeigten, aber einen hohen Entformungsaufwand benötigen. Die gepressten und gegossenen Salzkerne zeichneten sich dagegen durch einen geringen Entformungsaufwand aus. Die Kernstabilität war dagegen bei den gegossenen Kernen höher. Die gepressten Kerne benötigen einen Schlichteauftrag, um die herstellungsbedingte, poröse Oberfläche der Salzkerne zu kompensieren.



Abbildung 26: Dachknoten Lamborghini Huracan, Salzkern und Gussteil [32], [41]

3 Validierung einer Salzzusammensetzung

3.1 Aufbau und Struktur der Salze

Die Ionenbindung besteht aus einem positiv geladenen Kation und einem negativ geladenen Anion. Durch elektrostatische Anziehungskräfte entsteht ein Gitterverbund. Kationen sind durch die Bildung von Ionen aus Metallatomen gekennzeichnet, Anionen hingegen bestehen aus Nichtmetallatomen. Häufiger Vertreter dieser chemischen Bindung ist Natriumchlorid, bestehend aus Natrium (Na^+) Kationen und Chlor (Cl^-) Anionen [42]. Um den Zustand eines Ions zu erreichen, müssen Kationen Elektronen abgeben und Anionen diese aufnehmen. Dies geschieht durch eine unterschiedliche Elektronegativität. Alkali- und Erdalkalimetalle wie Natrium und Calcium weisen eine geringe Elektronegativität auf. In der äußereren Schale eines Atoms befinden sich die Valenzelektronen, welche ein stabiles Gleichgewicht bei maximaler Anzahl erreichen. Nichtmetallatome nehmen in der Regel Elektronen auf, um eine stabile Edelgaskonfiguration zu erreichen. Kationen geben für ein Gleichgewicht aufgrund der geringen Anzahl an Elektronen in der äußersten Schale Elektronen ab und werden dadurch zu Ionen. Deutlich wird dies an dem Beispiel Natrium und Chlor. Natrium als Metallatom besitzt eins von acht möglichen Valenzelektronen in der äußersten Atomschale und gibt daher aufgrund einer niedrigen Elektronegativität bei passendem Reaktionspartner, wie Chlor mit sieben von acht Außenelektronen und hoher Elektronegativität, das Außenelektron ab. Dadurch erreichen beide Reaktionspartner einen energetisch günstigeren Zustand und werden zu Ionen. Aus dieser Reaktion geht folgende Gleichung hervor [43]:



Für den Aufbau einer Bindung sind die Kräfte der einzelnen Atome verantwortlich. Dadurch werden auch Eigenschaften der Werkstoffe definiert. Je höher die Bindung der einzelnen Atome ist, desto mehr Energie muss auch aufgewendet werden, um diese zu trennen. Werkstoffe mit hohen Bindungsenergien besitzen daher auch sehr hohe Schmelzpunkte. Die stärkste Bindung stellt die kovalente Bindung zweier Nichtmetalle dar. Sauerstoff (O_2) stellt beispielsweise ein Molekül

zweier Sauerstoffatome dar, die sich mit ihren Außenschalen überlagern und energetisch sehr stabil ist. Die Ionenbindung kennzeichnet sich ebenfalls durch hohe Anziehungskräfte und weist dadurch meist hohe Schmelztemperaturen auf. Die Anziehungskräfte der Bindungspartner sind sehr groß, da der Abstand beider Bindungspartner aufgrund der kleinen Ionenradien gering ist. Die einzelnen Ionen setzen sich im Gitterverbund aus Kationen und Anionen zusammen sodass ein Ionengitter aufgrund elektrostatischer Anziehung entsteht. Kationen sind im Vergleich zu Anionen aufgrund der Elektronenabgabe kleiner und häufig von mehreren Anionen umgeben. Die Ionen werden als Kugeln angesehen und bilden daher aus energetisch günstiger Sicht eine dichte Kugelpackung. Natriumchlorid bildet beide Partner in gleicher Anzahl aus, sodass jeweils ein Natriumkation (grau dargestellt in Abbildung 27) von einem Chloranion (blau dargestellt in Abbildung 27) umgeben ist. Im Gitterverbund bedeutet dies, dass jedes Natriumkation von sechs Chloranionen umgeben ist und umgekehrt, sodass die Koordinationszahl beider Partner sechs beträgt. Die Kristallstruktur von Natriumchlorid wird den AB-Strukturen zugeordnet. Dabei liegen die einzelnen Schichten im gleichfolgenden Muster übereinander.

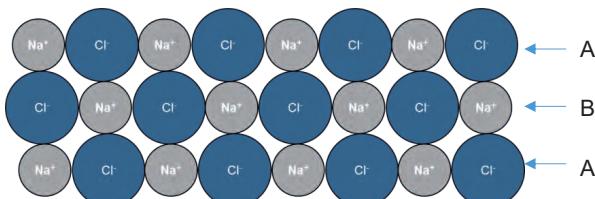


Abbildung 27: Schematische zweidimensionale Darstellung der Gitterstruktur von Natriumchlorid [44]

Das Aufbauprinzip für ionische Verbindungen stellt aufgrund der kugelförmigen Ionen häufig eine dichteste Kugelpackung dar. Maßgeblich verantwortlich für die Bildung einer bestimmten Struktur sind die Anzahl an Valenzelektronen beider Bindungspartner sowie die Koordinationszahl der Elemente. Bei Ionenbindungen sorgt die coulomb'sche Kraft für die Anordnung und die Bindungsenergie im Ionenkristall. Die coulomb'sche Kraft beschreibt die Anziehung zweier Ladungen in Abhängigkeit des Abstandes zueinander. Dabei wirken Ladungen gleichen

Vorzeichens abstoßend und entgegengesetzte Ladungen anziehend [45]. Im Gegensatz zur metallischen Bindung, bei der frei bewegliche Elektronen als Elektronengas vorliegen und auf Verformungen duktil reagieren können, kann sich ein Ionenkristall nur begrenzt verformen. Wie in Abbildung 28 schematisch dargestellt, wird bei einer äußeren Krafteinwirkung das Gitter im Kristall verschoben. Dadurch stehen sich gleichgeladene, positive Natriumkationen und negative Chloranionen gegenüber. Die coulomb'sche Bindungskräfte werden durch die auftretende Abstoßungsenergie überwunden und der Kristall teilt sich an dieser Stelle schlagartig. Dieses Verhalten gilt grundsätzlich für jede ionische Bindung und charakterisiert Salze als hart und spröde [44].

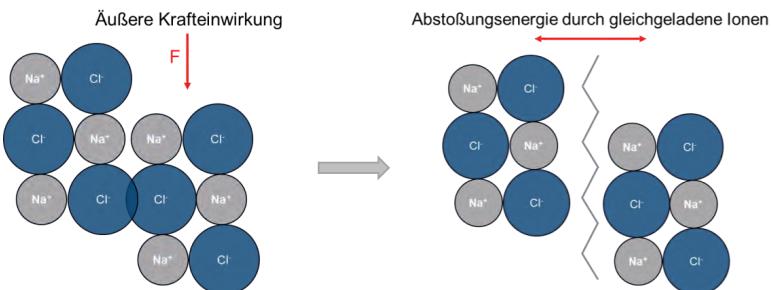


Abbildung 28: Schematische zweidimensionale Darstellung der Verformung eines Natriumchloridkristalls bei äußerer Krafteinwirkung [44]

3.2 Definition einer optimalen Salzzusammensetzung

Um die optimale Zusammensetzung des Salzes zu bestimmen, wurden für die Verwendung im Druckgießprozess verschiedene Eigenschaften im Vorfeld der Untersuchungen definiert, die das Salzgemisch aufweisen soll. Niedriger Porositätsgehalt, hohe Biegefestigkeit, niedrige Rissanfälligkeit und Gießbarkeit im Druckgießprozess. Die Gießbarkeit im Druckgießprozess umfasst das Handling der Salzschnelze während der Produktion. Diese Kriterien wurden aufgrund des hohen Arbeitsaufwandes im Druckguss anhand von Kokillengussteilen analysiert. Die Salzzusammensetzung soll zudem umweltfreundlich sein und die Ar-

beitssicherheit nicht gefährden. Daher bestehen die verschiedenen Salzzusammensetzungen ausschließlich aus anorganischem Salz. Gefahrstoffe mussten ausgeschlossen werden.

Der Schmelzpunkt der Salzlegierung ist ein wichtiges Kriterium. Für die Verwendung des Salzes mit Aluminiumschmelzen ist ein Schmelzpunkt der Salzzusammensetzung in der Nähe der Aluminiumlegierung erforderlich, um ein partielles Aufschmelzen des Salzkerns während des Umgießens mit Aluminium zu vermeiden. Abbildung 29 zeigt die Kokille zur Herstellung der Proben zur Analyse verschiedener Salzzusammensetzungen.



Abbildung 29: Kokille zur Analyse verschiedener Salzzusammensetzungen

Die Probengeometrie basiert auf den Untersuchungen von Yaokawa et al. [29], um die Biegefestigkeit des Salzes mit Literaturdaten vergleichen zu können. Yaokawa untersuchte verschiedene Salzzusammensetzungen in den binären Systemen aus Kaliumchlorid und Kaliumcarbonat sowie Natriumchlorid und Natriumcarbonat, wie in Kapitel „2.2.1 Salzsysteme“ beschrieben. Im Gegensatz zur Untersuchung von Yaokawa, die nur Chloride und Carbonate umfasste, wurden auch Sulfate und Nitrate in die Untersuchung einbezogen, da diese ebenfalls nach zuvor genannten Kriterien bewertet wurden. Die Untersuchung der Nitrate wurde als Versuch mit niedrigschmelzenden Salzen einbezogen. Dadurch sollte festgestellt werden, ob ein partielles Aufschmelzen bei der Verwendung im Druckgießverfahren erfolgt. Niedrigschmelzende Salze bieten den Vorteil, dass die gesamte Peripherie des Druckgießprozesses geringerer thermischer Belastung ausgesetzt ist. Folgende Salzwerkstoffe wurden unter den genannten Bedingungen untersucht:

Tabelle 1: Verwendete Salzwerkstoffe zur Untersuchung der mechanischen Eigenschaften, Porosität und Gießbarkeit [46]

Salzwerkstoff	Summenformel	Schmelzpunkt [°C]	Stoffmenge [g/mol]	Eigenschaften
Natriumchlorid	NaCl	801	58,44	Gute Löslichkeit in Wasser (356 g/l)
Natriumcarbonat	Na ₂ CO ₃	851	105,98	Gute Löslichkeit in Wasser, (217 g/l) leicht reizend
Natriumnitrat	NaNO ₃	306,8	84,99	Sehr leicht löslich in Wasser (874 g/l), brandfördernd
Kaliumchlorid	KCl	770	74,55	Gute Löslichkeit in Wasser (330 g/l)
Kaliumcarbonat	K ₂ CO ₃	891	138,20	Sehr leicht löslich in Wasser (1120 g/l)
Kaliumsulfat	K ₂ SO ₄	1069	174,26	Löslich in Wasser (111,1 g/l), schwefelhaltig
Magnesiumchlorid	MgCl	708	95,21	Gute Löslichkeit in Wasser (542 g/l)
Calciumchlorid	CaCl ₂	782	110,98	Gute Löslichkeit in Wasser (740 g/l), reizend

Natriumnitrat besitzt einen Schmelzpunkt von 308°C. Dadurch besteht wie bereits erwähnt die Gefahr, dass die einströmende Aluminiumschmelze während des Umgießprozesses den Salzkern aus Natriumnitrat aufschmilzt. Unter Zugabe geringer Mengen höherschmelzenden Salzen wie NaCl oder KCl besteht die Möglichkeit den Schmelzpunkt zu erhöhen. Die Salzkerne aus solch einem System könnten der kurzzeitigen thermischen Belastung während dem Umgießens standhalten und mit einer dem Druckguss nachgelagerten Wärmebehandlung der Aluminiumgussteile ausgeschmolzen werden. Dies würde die Wirtschaftlichkeit der Salzkerne deutlich erhöhen, da der Ausspülprozess aus dem Aluminiumgussteil nach dem Gießen entfallen würde. Nitrate gelten jedoch als Gefahrgut, da sie eine brandfördernde Wirkung aufweisen, was den Einsatz im industriellen Umfeld erschweren würde. Abbildung 30 zeigt das binäre Zustandsdiagramm von NaCl und NaNO₃. Durch geringe Beimischung von NaCl kann wie dargestellt der Schmelzpunkt dieser Zusammensetzung erhöht werden. Um den Ausschmelzprozess während einer Wärmebehandlung sicherstellen zu können

wurde der Schmelzpunkt bis maximal 400°C festgelegt, was einer Beimischung von 15 mol% NaCl entspricht.

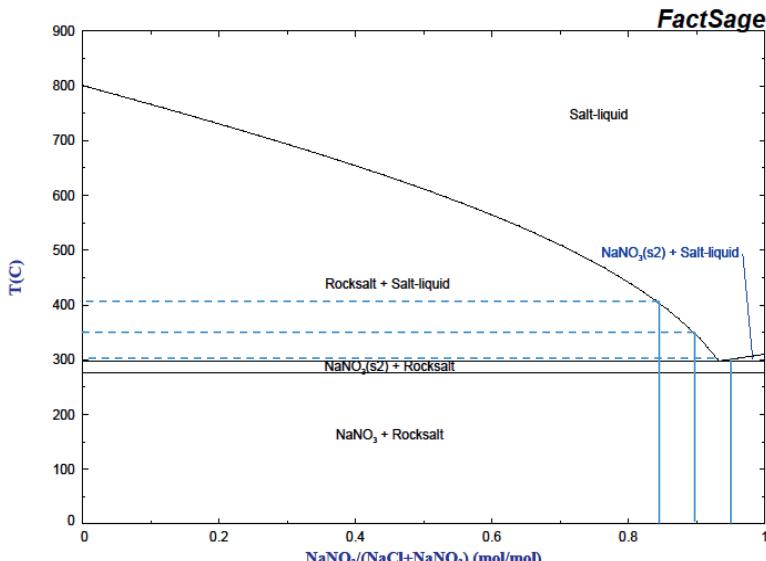


Abbildung 30: Zustandsdiagramm des binären Systems NaCl und NaNO₃ [47]

Die Untersuchung der Salzzusammensetzungen umfasste folgende Systeme:

- NaCl + Na₂CO₃
- NaCl + Na₂CO₃ + KCl
- NaCl + Na₂CO₃ + CaCl₂
- NaCl + K₂SO₄
- NaCl + K₂CO₃
- KCl + MgCl₂
- KCl + Na₂CO₃
- NaCl + NaNO₃
- Na₂CO₃ + NaNO₃
- KCl + NaNO₃

Für jedes Salzsystem wurden unterschiedliche Zusammensetzungen untersucht. Dabei wurde für jede Kombination mindestens eine untereutekische, eine

eutektische und eine übereutektische Zusammensetzung analysiert wie in Abbildung 31 exemplarisch am Beispiel NaCl und Na₂CO₃ dargestellt.

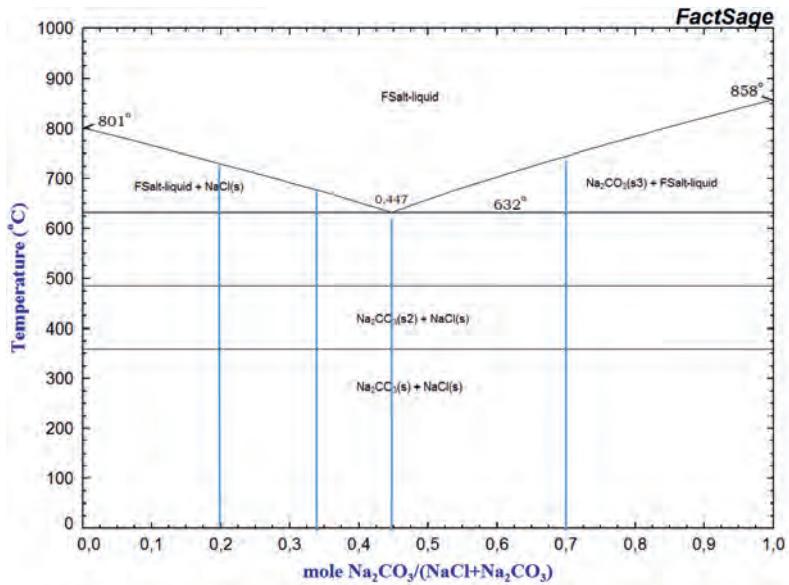


Abbildung 31: Zustandsdiagramm des binären Systems NaCl und Na₂CO₃ [48]

Für jede untersuchte Salzmischung wurden fünf Einzelproben angefertigt und analysiert. Abbildung 32 zeigt eine Probe während der Erstarrung mit der Zusammensetzung 41mol% NaCl und 59mol% K₂SO₄.

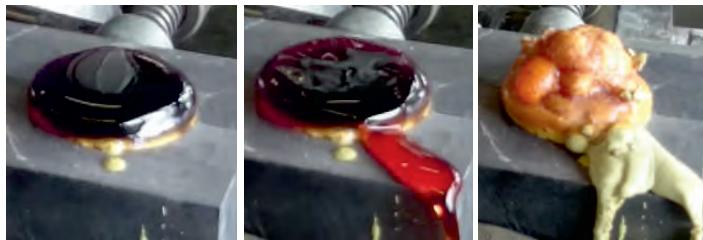


Abbildung 32: Volumenexpansion während der Erstarrung von 41mol% NaCl + 59mol% K₂SO₄, links: Beginn der Erstarrung in der Kokille, rechts: vollständig erstarrte Probe

Während der Erstarrung von NaCl und K₂SO₄ ist eine Volumenexpansion erkennbar. Dies führt im Inneren zu einer hohen Porosität. Die mechanischen Eigenschaften dieses Systems konnten nicht geprüft werden, da die Probe nach der Entnahme aus der Kokille aufgrund der hohen Porosität bereits zerbrach.

Ein ähnliches Verhalten konnte bei dem System aus KCl und Na₂CO₃ beobachtet werden. Der Anteil an KCl wurde von Probe eins auf drei reduziert.



Abbildung 33: Linke Seite: Salzproben, rechte Seite: Röntgenaufnahme zur Porositätsbewertung

- (1) 60% KCl + 40% Na₂CO₃
- (2) 40% KCl + 60% Na₂CO₃
- (3) 20% KCl + 80% Na₂CO₃

Die Auswirkungen von Schwindung und Porosität sind in der Röntgenanalyse qualifizierbar, die in Abbildung 3 rechts dargestellt ist. Abbildung 33 zeigt, dass die Probe 1 keine Porosität aufweist. Probe 3 zeigt, dass die maximale Schwindungsporosität mit dem niedrigsten Prozentsatz an KCl auftritt. Die Biegefestigkeit verschiedener Salzzusammensetzungen wurde unter Verwendung eines Dreipunktbiegeversuchs in Anlehnung an DIN EN ISO 7438:2012 ermittelt.

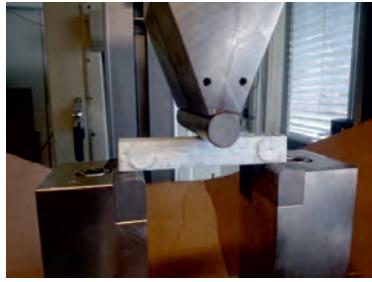


Abbildung 34: 3-Punkt-Biegeversuch der Salzproben, die im Kokillenguss hergestellt wurden

Als notwendige Festigkeit für die Verwendung von Salzkernen im Druckguss wurde nach Giegold [2] 20 MPa angenommen. Tabelle 2 zeigt die analysierten Salzzusammensetzungen: Zusammensetzungen mit einer Biegefestigkeit größer als 20 MPa sind grün markiert. Rot markiert sind die Zusammensetzungen die eine geringere Biegefestigkeit als 20 MPa erzielen. Alle Salzzusammensetzungen wurden bei einer Gießtemperatur von 20°C über der Liquidustemperatur abgegossen.

**Tabelle 2: Analysierte Salzzusammensetzungen, grün markiert: Biegefestigkeit > 20 MPa
rot markiert: Biegefestigkeit < 20 MPa**

Salzzusammensetzung	Mol%	Gew%	Biegefestigkeit [MPa]
NaCl + Na ₂ CO ₃	30 : 70	19 : 81	25
NaCl + Na ₂ CO ₃	55 : 45	40 : 60	17
NaCl + Na ₂ CO ₃	67 : 33	53 : 47	22
NaCl + Na ₂ CO ₃ + 2,5% KCl	67 : 33	53 : 47	23
NaCl + Na ₂ CO ₃ + 5% KCl	67 : 33	53 : 47	27
NaCl + Na ₂ CO ₃ + 10% KCl	67 : 33	53 : 47	24
NaCl + Na ₂ CO ₃ + 5% CaCl ₂	67 : 33	53 : 47	18
NaCl + Na ₂ CO ₃ + 10% CaCl ₂	67 : 33	53 : 47	16
NaCl + Na ₂ CO ₃	80 : 20	68 : 32	17
NaCl + K ₂ SO ₄	41 : 59	25 : 75	0
NaCl + K ₂ SO ₄	58 : 42	31 : 69	0
NaCl + K ₂ SO ₄	72 : 28	46 : 54	0
NaCl + K ₂ CO ₃	15 : 85	7 : 93	16
NaCl + K ₂ CO ₃	34 : 66	18 : 82	17
NaCl + K ₂ CO ₃	50 : 50	30 : 70	15
NaCl + K ₂ CO ₃	65 : 35	44 : 56	18
NaCl + K ₂ CO ₃	70 : 30	50 : 50	12
KCl + MgCl ₂	30 : 70	25 : 75	0
KCl + MgCl ₂	42 : 58	36 : 64	0
KCl + MgCl ₂	57 : 43	51 : 49	0
KCl + MgCl ₂	70 : 30	64 : 36	0
KCl + Na ₂ CO ₃	20 : 80	16 : 84	12
KCl + Na ₂ CO ₃	30 : 70	23 : 77	18
KCl + Na ₂ CO ₃	35 : 65	28 : 72	21
KCl + Na ₂ CO ₃	38 : 62	30 : 70	22
KCl + Na ₂ CO ₃	40 : 60	32 : 68	20
KCl + Na ₂ CO ₃	43 : 57	35 : 65	17
KCl + Na ₂ CO ₃	45 : 55	37 : 63	20
KCl + Na ₂ CO ₃	50 : 50	51 : 59	17
KCl + Na ₂ CO ₃	55 : 45	46 : 54	16
KCl + Na ₂ CO ₃	58 : 42	49 : 51	14
KCl + Na ₂ CO ₃	60 : 40	51 : 49	15
KCl + Na ₂ CO ₃	65 : 35	57 : 44	12
KCl + Na ₂ CO ₃	75 : 25	67 : 33	14
NaCl + NaNO ₃	5 : 95	4 : 96	12
NaCl + NaNO ₃	10 : 90	8 : 93	15

NaCl + NaNO ₃	15 : 85	10 : 90	13
Na ₂ CO ₃ + NaNO ₃	5 : 95	6 : 94	10
Na ₂ CO ₃ + NaNO ₃	10 : 90	12 : 88	16
Na ₂ CO ₃ + NaNO ₃	15 : 85	16 : 84	16
KCl + NaNO ₃	5 : 95	4 : 96	13
KCl + NaNO ₃	10 : 90	9 : 91	16
KCl + NaNO ₃	15 : 85	13 : 87	15

Die Biegefestigkeit wurde als signifikantes Kriterium definiert, die maßgeblich die Überlebenswahrscheinlichkeit des Salzkerns während des Druckumgießens bestimmt. Weitere Kriterien wie Rissanfälligkeit, Gießbarkeit und Porosität wurden während der Gießversuche ermittelt. Die Porosität der verschiedenen Salzzusammensetzungen wurde anhand der Bruchfläche der Proben nach dem Dreipunktbiegeversuch qualitativ ermittelt. Dabei werden große Unterschiede der einzelnen Salzsysteme deutlich. Exemplarisch sind die Ergebnisse für eine geringe Porosität in Abbildung 35 dargestellt. Die Porosität der Zusammensetzungen von 67 mol% NaCl und 33 mol% Na₂CO₃ sowie 42 mol% KCl - 58 mol% MgCl₂ ist im Vergleich mit anderen Salzzusammensetzungen gering. Allerdings zeigt nur das System NaCl-Na₂CO₃ hohe mechanische Eigenschaften von 22 MPa. Das System KCl-MgCl₂ konnte nicht im Dreipunktbiegeversuch geprüft werden, da die Festigkeit zu gering war, um die Salzprobe aus der Kokille ausformen zu können.

67 mol% NaCl – 33 mol% Na₂CO₃42 mol% KCl – 58 mol% MgCl₂

Abbildung 35: Bruchfläche der Salzproben zur Darstellung der Porosität, 67 mol% NaCl – 33 mol% Na₂CO₃ links und 42 mol% KCl – 58 mol% MgCl₂ rechts

Eine hohe Porosität, wie in Abbildung 36 auf der linken Seite dargestellt sowie eine Biegefestigkeit > 20 MPa zeigt das System 38 mol% KCl – 62 mol% Na₂CO₃. Eine sehr hohe Porosität, wie in Abbildung 36 auf der rechten Seite dargestellt, aufgrund der bereits genannten Volumenexpansion während der Erstarrung zeigt

das System NaCl – K₂SO₄. Die mechanischen Eigenschaften dieser Salzproben konnten ebenfalls nicht ermittelt werden.



Abbildung 36: Bruchfläche der Salzproben zur Darstellung der Porosität. 38 mol% KCl – 62 mol% Na₂CO₃ links und 58 mol% NaCl – 42 mol% K₂SO₄ rechts

Die Rissanfälligkeit konnte ebenfalls qualitativ nach dem Ausformen der Salzproben aus der Kokille bestimmt werden. Auftretende Risse an der Oberfläche der Salzkerne zeigen eine hohe Rissanfälligkeit. Die Gießbarkeit stellt das Füllverhalten der Kokille und somit die Fließeigenschaften der Salzschnmelze dar. Ebenso wurde dabei auch der korrosive Angriff der Salzschnmelze gegenüber der verwendeten Stahltiegel bewertet. Es zeigte sich, wie in Tabelle 3 dargestellt, dass die übereutektischen Salzzusammensetzungen im NaCl-Na₂CO₃ System eine hohe Rissanfälligkeit aufwiesen. Ebenso unterliegt der Stahltiegel einem starken korrosiven Angriff durch einen höheren Natriumcarbonatgehalt. Dieser führt durch die alkalische Eigenschaft des Natriumcarbonats zu einer Reaktion mit dem verwendeten Stahltiegel.

Die Zugabe von KCl zu dem NaCl-Na₂CO₃ System sollte zur Verringerung der Schwindung und Porosität sowie als festigkeitssteigernde Maßnahme eingesetzt werden. Eine Festigkeitssteigerung konnte erzielt werden, jedoch zu Lasten der Rissanfälligkeit. Sehr gute Biegefestigkeiten, geringe Rissanfälligkeit, gute Gießbarkeit und niedrige Porosität zeigten die Systeme aus 45 mol% KCl und 55 mol% Na₂CO₃ sowie 40 mol% KCl und 60 mol% Na₂CO₃. Diese beiden Systeme konkurrieren in ihren Eigenschaften mit dem System 67 mol% NaCl und 33 mol% Na₂CO₃.

Tabelle 3: Analysierte Salzzusammensetzungen mit den Kriterien Biegefestigkeit > 20MPa, Rissanfälligkeit, Gießbarkeit und Porosität

Salzzusammensetzung	Mol%	Gew%	Biegefestigkeit [MPa]	Rissanfälligkeit	Gießbarkeit	Porosität
NaCl + Na ₂ CO ₃	30 : 70	19 : 81	25	-	0	0
NaCl + Na ₂ CO ₃	67 : 33	53 : 47	22	+	+	+
NaCl + Na ₂ CO ₃ + 2,5% KCl	67 : 33	53 : 47	23	0	+	+
NaCl + Na ₂ CO ₃ + 5% KCl	67 : 33	53 : 47	27	-	+	+
NaCl + Na ₂ CO ₃ + 10% KCl	67 : 33	53 : 47	24	-	+	0
KCl + Na ₂ CO ₃	35 : 65	28 : 72	21	+	+	+
KCl + Na ₂ CO ₃	38 : 62	30 : 70	22	+	+	+
KCl + Na ₂ CO ₃	40 : 60	32 : 68	20	+	0	0
KCl + Na ₂ CO ₃	45 : 55	37 : 63	20	+	0	0

Anhand des Bewertungssystems konnte aufgrund der gleichen Eigenschaften mehrere Salzsysteme keine Salzzusammensetzung definiert werden. Wirtschaftlich betrachtet bietet allerdings NaCl gegenüber KCl einen erheblichen Vorteil. Dadurch wurde die Salzzusammensetzung mit 67 mol% NaCl und 33 mol% Na₂CO₃ favorisiert.

Da die gezeigten Untersuchungen der verschiedenen Salzzusammensetzungen aufgrund des großen Versuchsumfangs im Kokillengießverfahren durchgeführt wurden, wurden Biegeproben der Salzzusammensetzung 67 mol% NaCl - 33 mol% Na₂CO₃ im Anschluss im Druckgießverfahren hergestellt, um den Einfluss des Herstellungsprozesses zu untersuchen. Zudem sollte nochmals die festigkeitssteigernde Wirkung der Zugabe von KCl im Druckgießverfahren untersucht werden. Aufgrund der Rissanfälligkeit dieser Salzzusammensetzung wurde diese nicht favorisiert. Durch die Herstellung der Proben im Druckgießverfahren kann untersucht werden, ob das Herstellungsverfahren einen Einfluss auf die Festigkeit der Salzproben nimmt. Möglicherweise bietet das Druckgießverfahren das Potential die Rissanfälligkeit durch den hohen Nachdruck während der Erstarrung zu kompensieren. Das verwendete Druckgießwerkzeug ist in Abbildung 6

dargestellt. Mit der roten Kavität auf der linken Seite ist es möglich, einen Salzkern im Druckgießprozess herzustellen, der anschließend mit Aluminium in der blauen rechten Kavität umgegossen werden kann.



Abbildung 37: Auswerferseite des Druckgießwerkzeugs für 3-Punkt-Biegeproben

Die Biegefestigkeit sowie der Elastizitätsmodul sind temperaturabhängige Materialeigenschaften. Aufgrund dessen wurde ein temperaturabhängiger 3-Punkt-Biegeversuch wie in Abbildung 38 dargestellt, mit den druckgegossenen Proben durchgeführt, um die Temperaturstabilität der zwei Salzzusammensetzungen zu analysieren.

Der Elastizitätsmodul gibt den Widerstand gegen elastische Verformung bei äußerer Krafteinwirkung an und soll als Maß für eine Kernkompression durch die einströmende Aluminiumschmelze und den hohen wirkenden Nachdruck während der Erstarrung des Aluminiumgussbauteils auch bei hohen Temperaturen gelten. Die Proben wurden hierzu vor dem Biegeversuch in einem Ofen auf 200°C und 300°C erhitzt und unter diesen Temperaturen nach Entnahme aus dem Ofen sofort geprüft.

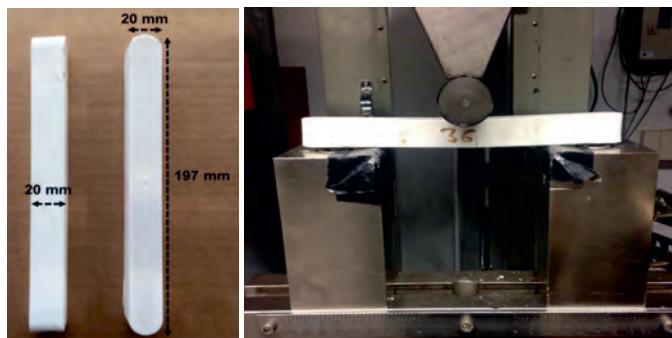


Abbildung 38: Im Druckguss hergestellte Probekörper (links); 3-Punkt-Biegeversuch (rechts)

Der Versuchsumfang ist in Tabelle 4 zusammengefasst.

Tabelle 4: Darstellung des Versuchsumfangs der Salzproben im Druckgießverfahren

Salzzusammensetzung	Prüftemperaturen [°C]			Ergebnisgrößen	
NaCl + Na ₂ CO ₃	20	200	300	Biegefestigkeit	E-Modul
NaCl + Na ₂ CO ₃ + 10% KCl	20	200	300	Biegefestigkeit	E-Modul

Die Prüfung der Biegefestigkeit der zwei Salzzusammensetzungen erfolgte bei 20°C, 200°C und 300°C. Für jede Prüftemperatur und Salzzusammensetzung wurden je 10 Proben verwendet. Die Box-Plot Darstellung der Ergebnisse in Abbildung 39 zeigt die statistische Verteilung der Biegefestigkeiten sowie des E-Moduls an. (1) stellt den Medianwert dar, der als mittlerer Wert der Beobachtungswerte gilt. 50% der gemessenen Werte liegen unter- oder oberhalb des Median. (2) stellt das untere Quartil dar und beschreibt die Grenze unterhalb der 25% aller Werte liegen. Das obere Quartil (3) kennzeichnet die Grenze unter den 75% aller Werte liegen. Daraus lässt sich als Differenz der beiden Quartile der Interquartilsabstand ableiten, indem 50% aller gemessenen Werte liegen. Die Whisker (4) stellen Ausreißer dar, welche nicht im Interquartilsabstand liegen.

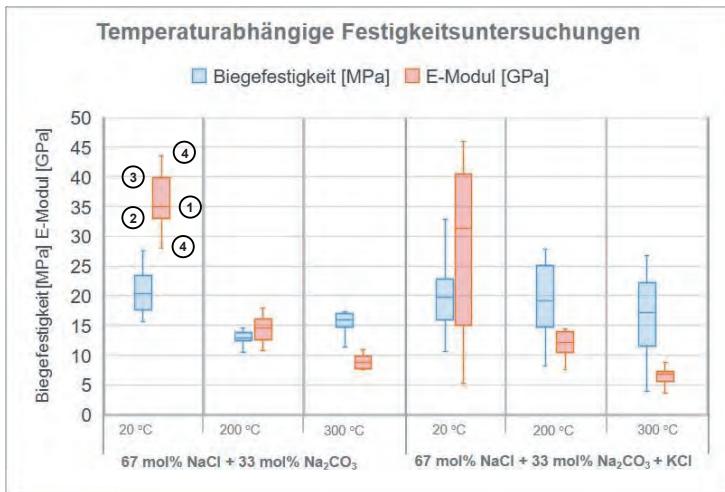


Abbildung 39: Temperaturabhängige Biegefestigkeit und Elastizitätsmodul verschiedener Salzzusammensetzungen in Box-Plot Darstellung mit (1) Median (2) unteres Quartil, (3) oberes Quartil, (4) Whisker: HGF (53% NaCl / 47% Na₂CO₃) und HGF (53% NaCl / 47% Na₂CO₃) mit 10% KCl

Es ist ersichtlich, dass die Biegefestigkeit und der Elastizitätsmodul bei 200°C und 300°C abnehmen. Die Streuung der Ergebnisse unter Zugabe von KCl ist bei Raumtemperatur bedeutend höher. Dies zeigt, dass die Rissanfälligkeit im Druckgießprozess nicht verringert werden konnte. Dadurch ist die Prozessfähigkeit bei der Verwendung einer Salzzusammensetzung mit Zugabe von KCl nicht gegeben, da die Festigkeit der Kerne einer großen Streuung unterliegt. Der Interquartilsabstand in dem 50% aller gemessenen Werte liegen beträgt 7 MPa im Vergleich hierzu beträgt der Interquartilsabstand der Salzzusammensetzung ohne KCl 5 MPa. Dieser Unterschied ist nicht signifikant. Jedoch zeigen die Versuchsergebnisse Ausreißer zwischen 11 MPa und 33 MPa. Aufgrund dessen wurde weiterhin die Salzzusammensetzung 67 mol% NaCl und 33 mol% Na₂CO₃ favorisiert. Um den Aufbau der Salzzusammensetzung zu analysieren, wurden Proben der gegossenen Biegeriegel präpariert und mit dem Rasterelektronenmikroskop analysiert. Abhängig von der Legierungszusammensetzung von NaCl-Na₂CO₃ entsteht eine Primärphase, die die mechanischen Eigenschaften des Salzes bestimmt. Diese Primärphase ist mit seiner dendritischen Morphologie vergleichbar mit Metalllegierungen. Nach Erreichen der eutektischen Temperatur

ist die dendritische Phase von einer eutektischen Mikrostruktur umgeben (Abbildung 40). Abbildung 41 zeigt einen Blick auf die interdendritische Mikroporosität der Salzzusammensetzung 67 mol% NaCl - 33 mol% Na₂CO₃.

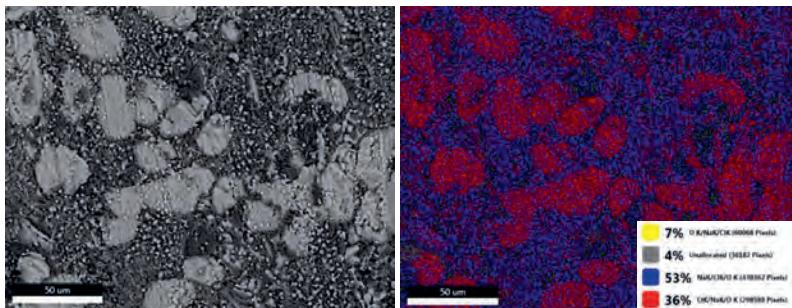


Abbildung 40: Die linke Abbildung zeigt eine Aufnahme mit dem Rasterelektronenmikroskop der Salzzusammensetzung 67 mol% NaCl – 33 mol% Na₂CO₃ / 53% NaCl – 47% Na₂CO₃ die rechte Abbildung zeigt eine EDX-Analyse der analysierten Salzzusammensetzung

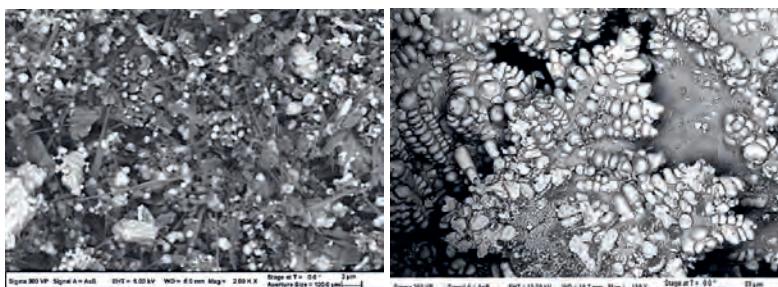


Abbildung 41: Die linke Abbildung zeigt eine Aufnahme mit dem Rasterelektronenmikroskop der Salzzusammensetzung 67 mol% NaCl – 33 mol% Na₂CO₃, die rechte Abbildung die Salzzusammensetzung einer untereutektischen KCl-Na₂CO₃ Salzzusammensetzung, welche die interdendritische Mikroporosität darstellt, die auch für Metalllegierungen mit breitem Erstarrungsintervall typisch ist

Zur Darstellung der unterschiedlichen Erstarrungsmorphologie sowie der Mikroporosität wurde auch eine eutektische Salzzusammensetzung aus 55 mol% NaCl - 45 mol% Na₂CO₃ untersucht. Die Aufnahmen mit dem Rasterelektronenmikroskop in Abbildung 42 zeigen die für eutektische Systeme charakteristische lamellenförmige Struktur in unterschiedlicher Vergrößerung. Das fein ausgebildete Eutektikum sorgt für eine niedrigere Mikroporosität im Vergleich zu unter- und über-eutektischen Zusammensetzungen.

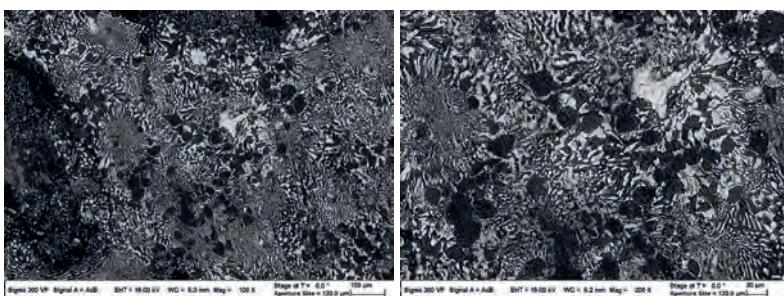


Abbildung 42: Die linke Abbildung zeigt eine Aufnahme mit dem Rasterelektronenmikroskop der Salzzusammensetzung 67 mol% NaCl – 33 mol% Na₂CO₃ / 53% NaCl – 47% Na₂CO₃ mit 200-facher Vergrößerung, die rechte Abbildung mit 300-facher Vergrößerung

Da die bisherigen Untersuchungen gezeigt haben, dass die Salzzusammensetzungen im binären System aus NaCl-Na₂CO₃ gute Eigenschaften für die Verwendung von Salzkernen im Druckguss aufweisen, wurde die Schwindung anhand unterschiedlicher Zusammensetzungen dieses Systems betrachtet. Die Schwindung von Salzlegierungen im System NaCl-Na₂CO₃ ist im Vergleich zu Metalllegierungen groß.

Nach [41] liegt die Erstarrungsschwindung des Salzwerkstoffes bei 18,5% und die Festkörperschwindung zwischen 1,5% - 2,2%. Im Vergleich hierzu beträgt die Erstarrungsschwindung von Aluminiumsiliziumlegierungen nach [49] ca. 9% und die Festkörperschwindung nach [50] 0,5% - 0,8%. In Abbildung 43 ist die Schwindung dargestellt, die während der Erstarrung zwischen Liquidus- und Solidustemperatur an einer Taturprobe entstand. Unter- und übereutektische Salzlegierungen im System NaCl-Na₂CO₃ weisen im Vergleich zu einer typischen Aluminium-Silizium-Legierung ein größeres Defektvolumen auf.

Zur Beurteilung der Volumendefizite wurden unterschiedliche Salzzusammensetzungen des Systems NaCl-Na₂CO₃ in einer Taturprobe abgegossen. Diese weist nach der Erstarrung eine kegelstumpfförmige Geometrie auf, welche durch fehlende Nachspeisung einen Erstarrungslunker ausbildet. Die Analyse der Taturproben zeigt, dass eine eutektische Zusammensetzung die geringste Erstarrungsschwindung aufweist. Ebenso ist ersichtlich, dass bei unter- und übereutektischer Zusammensetzung eine Rissbildung auftritt.

Jedoch zeigte die Festigkeitsuntersuchung, dass die eutektische Zusammensetzung die niedrigste Biegefestigkeit aufwies, was auf die bereits in Kapitel 2.2.1 beschriebene Risslenkung durch „crack deflection“ und „crack bowing“ durch Primärphasenanteile zurückzuführen ist. Daher wurde weiterhin die leicht untereutektische Zusammensetzung aus 67mol% NaCl und 33mol% Na₂CO₃ für weitere Gießversuche als optimale Salzzusammensetzung definiert.

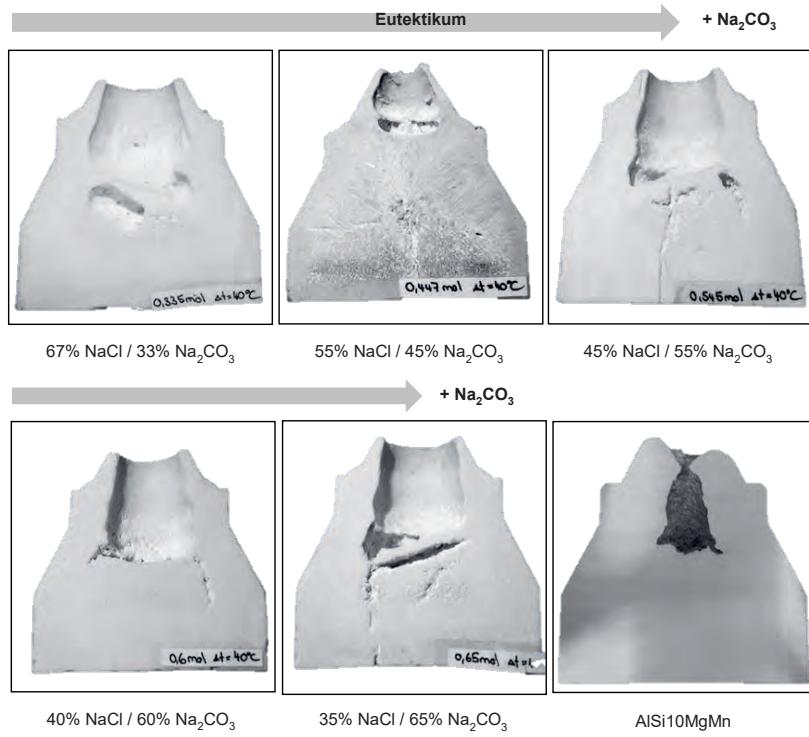


Abbildung 43: Vergleich des Volumedefizits einer untereutektischen Probe, einer eutektischen Probe und übereutektischen Proben mit einer Aluminiumlegierung unter Verwendung einer Taturprobe

4 Salzkernherstellung im Druckgießverfahren und Umgussversuche

Die Herstellung von Einlegeteilen aus salzbasierten Werkstoffen zur Erzeugung von Hohlräumen im Aluminiumdruckguss erfolgte unter Verwendung des Kaltkammerdruckgießverfahrens. Die Bauteilgröße von Strukturbauten und die dadurch resultierenden Sprengkräfte während des Gießvorgangs erforderten Zuhaltkräfte, welche eine Warmkammerdruckgießmaschine nicht aufbringen kann. Kaltkammer Druckgießmaschinen erreichen momentan Schließkräfte von bis zu 5.700t, Warmkammer Druckgießmaschinen weisen lediglich Schließkräfte bis 600t auf [51]. Die Anlagenperipherie wurde auf die speziellen Anforderungen im Umgang mit dem Salzwerkstoff abgestimmt. Steuerungs- und regelungsoptimierende Maßnahmen an der Druckgießmaschine wurden vorgenommen, um die den Salzwerkstoff angepassten Prozessbedingungen gerecht zu werden. Die Optimierungsmaßnahmen umfassten:

- Verlängerung der maximalen Abkühlzeit auf 200s
- Anpassung der Nachdruckphase über die Dauer der Abkühlzeit
- Anpassung der Ventilkennlinie und Kalibrierung des PID-Reglers für die Geschwindigkeitsregelung des Gießkolbens
- Regelung eines hydraulisch angetriebenen Vakuumsperrventils für Vakuumunterstütztes Druckgießen

Die Ventilkennlinie des Proportionalventils für die Gießkolbenbewegung ist auf bestimmte Druckgießwerkzeuge kalibriert. Der Einpressdruck beeinflusst maßgeblich die Regelgenauigkeit der Geschwindigkeit des Gießkolbens. Durch enge Querschnitte im Gießsystem, wie sie im Druckguss mit Leichtmetallen üblich sind, wird der Einpressdruck erhöht. Die Salzkernwerkzeuge weisen allerdings große Querschnitte im Gießsystem auf, was zu einem Überschwingen des PID-Reglers des Proportionalventils führt. Um dies zu korrigieren und um langsame Geschwindigkeiten zu realisieren, musste der PID-Regler für unterschiedliche Geschwindigkeitseinstellungen neu kalibriert werden.

Gießversuche mit Salzwerkstoffe stellen bei einer Vakuumanwendung eine Herausforderung dar. Während im Aluminiumdruckguss mit einer Waschbrettentlüftung gearbeitet werden kann und das Metall aufgrund der sehr dünnen Wanddicke im Waschbrett erstarrt und somit nur die sich im Formhohlraum befindliche Luft an die Atmosphäre gelangt, funktioniert dieses System bei der Herstellung von Salzkernen nicht. Der Salzwerkstoff erstarrt nicht vollständig in der Waschbrettgeometrie und tritt dadurch aus dem Druckgießwerkzeug aus. Durch den Einsatz eines hydraulisch angetriebenen Vakuumsperrenvents kann dies verhindert werden. In Abhängigkeit des Gießkolbenwegs wird dieses angesteuert und verschließt die Öffnung im Formhohlraum zur Evakuierung der Luft. Somit kann sichergestellt werden, dass die Salzschnmelze nicht aus dem Formhohlraum austreten kann.

Die Salzschnmelze kann mittels eines Dosierroboters aus dem externen Schmelzofen zur Gießkammer transportiert werden, sofern die Dosievorrichtung an dem Dosierroboter konstant beheizt wird, da sich ansonsten unverzüglich ein Materialaufbau an der Dosiereinheit bildet, welcher zu Dosierungenauigkeiten bzw. zu Prozessstörungen führt.

4.1 Untersuchung des Einflusses eines Salzkerns auf das Gefüge der Aluminiumdruckgussteile

Salze sind aufgrund ihrer Ionenbindung schlechte Wärmeleiter, was sich auf die Abkühlbedingungen und den Erstarrungsprozess der Aluminiumlegierung bei der Verwendung von Salzkernen im Druckguss auswirkt. Die Wärmeleitfähigkeit λ der verwendeten Salzzusammensetzung von 67 mol% NaCl – 33 mol% Na₂CO₃ beträgt 1,7 W/mK [52]. Im Vergleich hierzu beträgt die Wärmeleitfähigkeit von Warmarbeitsstahl mit Werkstoffnummer 1.2343, welcher als typischer Formwerkstoff im Druckguss eingesetzt wird, ca. 30,0 W/mK [53]. Bei der Verwendung von Salzkernen im Druckguss wird dieser größtenteils von Aluminium umhüllt, sodass die Aluminiumschmelze zumindest einseitig in Kontakt mit dem Salzkern und zugleich an der Außenkontur des Gussteils in Kontakt mit dem Formstahl steht. Aufgrund der daraus resultierenden langsameren Abkühlung und Erstarrung des Aluminiums in der Kontaktzone mit dem Salzkern werden die Gefügestruktur und

somit die mechanischen Eigenschaften der hohlen Aluminiumgussteile beeinträchtigt.

Um Kennwerte für die mechanischen Eigenschaften für die Konstruktion und Auslegung hohler Aluminiumstrukturbauenteile zu erzeugen, die mittels eines eingelegten Salzkerns gegossen wurden, wurden Salzplatten im Druckgießverfahren als Einlegeteile gefertigt. Es wurde eine Plattengeometrie für die Herstellung von Aluminiumdruckgussprobenkörper aus AlSi10MnMg mit einseitig veränderten Abkühl- und Erstarrungsbedingungen durch eingelegte Salzkerne gefertigt. Diese wurden für die Prüfung der statischen und dynamischen Materialeigenschaften als Grundlage für ein zukünftiges Bauteildesign verwendet.

Die Herstellung der Salzplatten als Einlegeteile in der Druckgussform erfolgte ebenfalls im Druckguss aus der schmelzflüssigen Phase der Salzzusammensetzung aus Natriumchlorid (NaCl) und Natriumcarbonat (Na₂CO₃). Eine Biegefestigkeit von 22 MPa bei gleichzeitig guten Eigenschaften wie Porosität und Rissanfälligkeit bietet die untereutektische Salzzusammensetzung im molaren Verhältnis von 67% Natriumchlorid (NaCl) und 33% Natriumcarbonat (Na₂CO₃).

Für das Vorhaben wurde ein modular gestaltetes Druckgießwerkzeug entwickelt, das es ermöglicht durch Wechseln der Werkzeugeinsätze unterschiedliche Platten herzustellen. Salzplatten als Einlegeteile, Aluminiumprobenkörper als Referenzbauteile und Aluminiumprobenkörper mit einseitig eingelegtem Salzkern sind mit diesem Werkzeug herstellbar. Dadurch konnten die statischen und dynamischen Eigenschaften der unterschiedlichen Aluminiumprobenkörper bei gleichen Herstellungsbedingungen direkt verglichen und der Einfluss des Salzeinlegers auf das Aluminiumgussgefüge untersucht werden. Die Abmessungen der Aluminiumplatte zu Probenentnahme und die daraus resultierende Größe des Salzeinlegers sind in Abbildung 44 dargestellt.

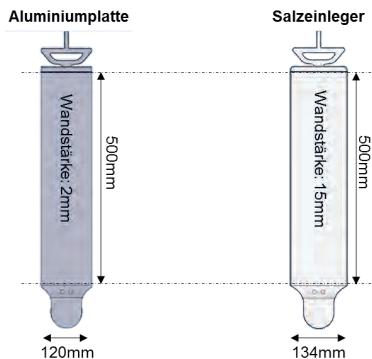


Abbildung 44: Abmessungen der Aluminiumplatte zur Entnahme der Probekörper und Abmessungen des Salzeinlegers

Um eine Aussage über die Fließfähigkeit des Aluminiums auf einem Salzwerkstoff treffen zu können, wurde die Gesamtlänge der Plattengeometrie auf 500 mm ausgelegt. Der lange Fließweg von 500 mm erfordert gute Fließeigenschaften, damit ein fehlerfreies Gussteil hergestellt werden kann. Mögliche Fehlerbilder sind hierbei Kaltfluss oder nicht vollständig gefüllte Formbereiche. Dadurch können in Abhängigkeit von der Gießkolbengeschwindigkeit und der sich daraus sich ableitende Fließgeschwindigkeit der Schmelze die Oberflächenbeschaffenheit sowie die Ausbildung von Kaltfließstellen analysiert werden. Somit ist ein Vergleich des Fließvermögens zwischen Formstahl und Salzwerkstoff möglich. Die Wanddicke von 2 mm ist typischen Aluminium Strukturauteilen im Druckguss nachempfunden und trägt aufgrund des geringen Wärmeinhaltes und der großen wärmeabgebenden Oberfläche ebenso zur Ausbildung von Kaltfließstellen und vorerstarrter Bereiche bei.

Die Geometrie des Anschnitts der Aluminiumplatte sowie des Salzeinlegers gleichen sich bis auf die Querschnittsfläche. Hierbei wurde der Bauteildicke entsprechend die Querschnittsfläche des Anschnittes angepasst. Die Entlüftung aller Formvarianten erfolgt über Zwangsentlüftung durch eine Waschbrettgeometrie im Überlaufbereich. Hierdurch kann die im Formholzraum befindliche Luft an die Atmosphäre entweichen. Zusätzlich ist eine Adaption eines Vakuumsystems möglich zur Evakuierung des Formhohlraums während der Formfüllung auf ein Restdruckniveau von 200mbar. Dadurch wird der von der Maschine notwendige

Gießdruck während des Formfüllvorgangs reduziert und die Porosität durch eingeschlossene Luft oder Gase im Druckgussbauteil minimiert, [54].

Das modulare Druckgießwerkzeug besteht aus dem Formrahmen, dem Formeinsatz als Trägerkontur für die unterschiedlichen Wechseleinsätze und den Wechseleinsätzen zur Herstellung unterschiedlicher Geometrien. Abbildung 45 zeigt den modularen Formaufbau des Druckgießwerkzeuges der Auswerferseite. Die dargestellten Einsätze zeigen die Kombination zur Herstellung von Salzeinlegern. Optional wurde die Variation der Anschnittgeometrie vorgesehen (blau gefärbter Wechseleinsatz), um einen Einfluss des Anschnittquerschnitts auf die Qualität der Salzeinleger zu beurteilen.

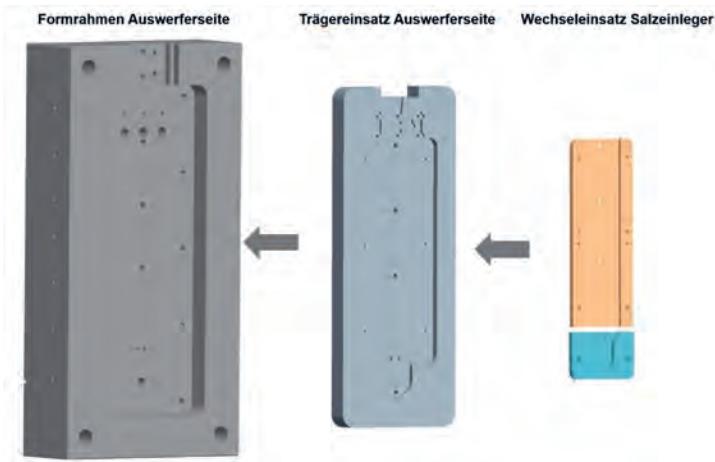


Abbildung 45: Modularer Formaufbau der Auswerferseite zur Herstellung von Salzeinlegern

Das Design des Gießsystems wurde mit großem Querschnitt des Anschnitts konstruiert, um eine turbulenzarme Formfüllung als auch gute Speisungseigenschaften zu realisieren. Die Art der Gießstrahlabsbildung hängt von dem Verhältnis zwischen Dicke des Anschnittes zu Bauteildicke ab. Für plattenartige und großflächige Bauteile wird für eine turbulenzarme Formfüllung das Prinzip der Staufüllung angewandt, bei der die Anschnittdicke der Bauteildicke in etwa entspricht und ein Strahlzerfall nicht stattfindet [55]. Die Anschnittdicke beträgt 12,5mm was

zu einer Anschnittquerschnittsfläche von 1675mm² führt. Durch die große Querschnittsfläche wird je nach Gießkolbengeschwindigkeit eine langsame Strömungsgeschwindigkeit der Salzschmelze während der Formfüllung bei gleichzeitig kurzen Formfüllzeiten erzielt. Durch die unterschiedlichen Querschnitte wird konstruktiv das Verhältnis zwischen Gießkolbengeschwindigkeit und Geschwindigkeit der Schmelze im Anschnitt bestimmt. Typischerweise wird eine Geschwindigkeit der Schmelze im Anschnitt von 45 m/s – 70 m/s bei Aluminiumlegierungen gewählt. Das Ziel bei der Herstellung von Salzkernen ist eine Strömungsgeschwindigkeit der Schmelze im Anschnitt von 20 m/s. Während der Gießversuche wurde deutlich, dass die Salzschmelze lange Erstarrungszeiten aufweist und Entlüftungskonzepte, die beim konventionellen Druckguss von NE-Metallen angewandt werden nicht eingesetzt werden können. Währenddessen beim Druckguss von NE-Metallen die Schmelze aufgrund der großen Oberfläche bei sehr dünnwandigen Bereichen der Entlüftungsgeometrie im Waschbrett erstarrt und nur die verdrängte Luft in die Atmosphäre gelangt oder abgesaugt wird, erfolgt bei der Verwendung solcher Entlüftungsarten bei Salzschmelzen ein Austritt der Schmelze aus dem Formhohlraum. Dies ist begründet durch die lange Erstarrungszeit des Salzes. NE-Metalle geben aufgrund ihrer hohen Wärmeleitfähigkeit sehr schnell Wärme ab und erstarren im dünnwandigen Waschbrettbereich. Somit konnte kein Verdichten des Materials erfolgen, da bei einer Zunahme des Gießdrucks die Schmelze aus der Form gepresst wurde. Weiterer limitierender Faktor im Prozess war die sehr lange Erstarrungszeit des Pressrestes. Dieser bildet das größte Volumen in einem Druckgussteil und ist notwendig für den Ausgleich der Schwindungskontraktion. Bei vorzeitigem Öffnen der Druckgussform mit noch teilflüssigem Pressrest kommt es zum schlagartigen Aufplatzen, was zu Fehlern auf der Oberfläche der Salzplatte führt.

Daher musste die Erstarrungszeit der Schmelze im Entlüftungssystem als auch im Pressrest minimiert werden. Formeinsätze aus dem Kupferwerkstoff 2.21285 (CuCo1Ni1Be) wurden konstruiert um die Wärmeabfuhr für die Salzschmelze zu verbessern. Die Wärmeleitfähigkeit dieses Werkstoffs beträgt 320 W/mK und ist somit um ein Vielfaches höher als die herkömmlicher Warmarbeitsstähle [56].

Eine Kühlung der Einsätze mit Wasser sollte den Effekt in den temperaturintensiven Bereichen verstärken.

Zusätzlich wurde die Entlüftungsgeometrie modifiziert. Um den Wärmeinhalt zu reduzieren, wurde die Tiefe der Entlüftungskanäle von 10mm auf 2mm bei gleichzeitiger Vergrößerung der Oberfläche durch eine breitere Kanalgeometrie verringert. Die Fließwege der Schmelze wurden durch das Einbringen mehrerer Umlenkungen verlängert, sodass eine bessere Abkühlung der Schmelze in einen teilflüssigen Bereich stattfinden kann.

Die Erstarrung im wellenförmigen Waschbrettbereich konnte erreicht werden, wodurch die Formentlüftung wie vorgesehen funktionierte. Abbildung 46 zeigt die Integration der optimierten Kupfereinsätze in das modulare Werkzeug.

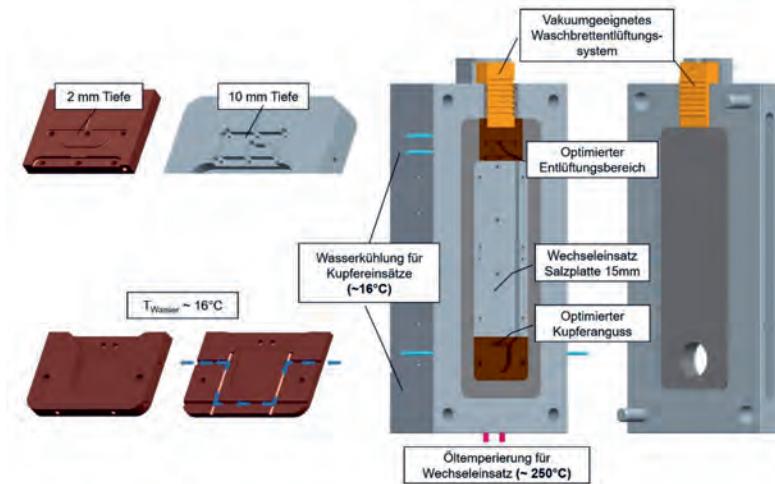


Abbildung 46: Werkzeugkonzept mit optimierten Kupfereinsätzen für Anguss- und Entlüftungsbereich

Die Dosierung der Salzschmelze erfolgte mit einem 3-achs Linearrobooter über eine Gießrinne in die Gießkammer. Dabei musste, wie Abbildung 47 zeigt, die Gießrinne als auch die Dosiereinheit konstant beheizt werden, da sonst unverzüglich ein Materialaufbau stattfand.



Abbildung 47: Vorwärmen des Gießlöffels und der Gießrinne mit Gasheizung

Nach Yaokawa, Jun et. al [29] ist bekannt, dass die Temperatur der Druckgießform bei der Herstellung druckgegossener Salzkerne signifikanten Einfluss auf die Qualität nimmt. Um diesen Effekt zu untersuchen, wurden Gießversuche unter Verwendung eines 3²-vollfaktoriellen Versuchsplans mit folgenden Parametern durchgeführt, bei dem die drei Faktoren Formtemperatur, Temperatur der Schmelze sowie die Geschwindigkeit des Gießkolbens auf je zwei Stufen variiert wurden:

Tabelle 5: 3²-vollfaktorieller Versuchsplan zur Herstellung von Salzplatten

Faktoren	Faktorstufen	
Temperatur der Schmelze	680°C	720°C
Temperatur der Form	150°C	250°C
Geschwindigkeit der Schmelze in der 2. Phase	0,5 m/s	2,0 m/s

Dadurch entstehen neun Faktorstufenkombinationen die jeweils viermal wiederholt wurden und in 36 Einzelversuche resultieren. Um lineare Zusammenhänge zu ermitteln wurden zwei Centerpunkte eingefügt [57]. Als Qualitätsmerkmal wurde die Bildung von Rissen an den Salzplatten während der Erstarrung und Abkühlung auf Raumtemperatur untersucht. Während des Übergangs zwischen flüssiger und fester Phase treten aufgrund der Volumenkontraktion, in Kapitel 3.2

anhand der Taturproben ersichtlich, hohe Spannungen auf. Die Primärphase erstarrt umgeben von eutektischer Phase in dendritischer Struktur. Das Dendritenwachstum und die Volumenkontraktion verursachen hohe Zugkräfte, die zur interdendritischen Trennung des Kristallverbundes führen können, was wie bei Metallen zur Bildung von Warmrissen führt. Diese Warmrisse können teilweise durch eine Nachverdichtung mit teilflüssiger oder flüssiger Schmelze kompensiert werden [58].

Die Abkühlzeit in der Druckgießform wird ebenso als signifikantes Kriterium für die Rissbildung angesehen. Durch die Kontraktionsbehinderung im Druckgießwerkzeug kann der Salzkern nicht frei schwinden, sondern wird durch Geometrieelemente wie Anguss und Entlüftungsbereich fixiert. Dadurch entstehen hohe Zugkräfte während der Abkühlung in der Druckgießform, die zur Rissbildung führen. Problematisch ist das Ausformen der Salzkerne zu einem Zeitpunkt vor Auftreten der Zugspannungen, da im Zentrum flüssige Restbereiche der Salzschmelze vorhanden sind. Wird bei einer nicht ausreichend erstarrten oder zu dünnen Randschale der Salzkern ausgeformt, kann dieser nach Entnahme schlagartig aufplatzen.

Während der Gießversuche wurde die Abkühlzeit in der Druckgießform zwischen 50s und 70s variiert. So konnte experimentell der optimale Entnahmezeitpunkt aus der Druckgießform für alle Prozessparametereinstellungen ermittelt werden. Bei 50s Abkühlzeit in der Druckgießform war die Erstarrung der notwendigen Randschale nicht ausreichend, sodass die Salzplatten aufplatzten. Bei 70s konnten zum Zeitpunkt des Auswerfens aus der Druckgießform Risse und Brüche festgestellt werden. Als optimaler Entnahmezeitpunkt wurde daher 60s Abkühlzeit in der Druckgießform ermittelt. Abbildung 48 zeigt das Aufplatzen der Salzplatte nach 50s Abkühlzeit in der Druckgießform.



Abbildung 48: Aufgeplatzte Salzplatte nach 50s Abkühlzeit in der Druckgießform

Durch die sehr langen Erstarrungszeiten der Salzschmelze im Zentrum der Salzplatten und die äußere rasche Abkühlung in Kontakt mit dem Formstahl treten hohe thermisch bedingte Spannungen im Salzkern auf. Hierbei konnte festgestellt werden, dass in Abhängigkeit von der Formtemperatur ein unterschiedliches Auftreten von Rissen zu beobachten war. Werden niedrige Formtemperaturen eingestellt, entsteht ein hoher Temperaturgradient, der zu thermischen Spannungen führt. Im Gegensatz dazu wirken sich hohe Formtemperaturen positiv auf die Rissbildung während der Erstarrung in der Druckgießform aus. Bei einer eingestellten Formtemperatur von 150°C konnte eine erhöhte Rissbildung an den Salzplatten festgestellt werden. Die Salzplatten zeigten durchschnittlich fünf Risse an der Oberfläche und teilweise Risse, welche zum Bruch des Salzkerns führten. Bei 250°C eingestellter Formtemperatur konnten rissfreie Salzplatten hergestellt werden. Mit der Auswertung des 3²-vollfaktoriellen Versuchsplans konnte der Einfluss verschiedener Faktoren gezeigt werden. Die Variation der Prozessparameter Formtemperatur, Schmelztemperatur und Gießkolbengeschwindigkeit wurde nach der Zielgröße Anzahl der Risse ausgewertet.

Abbildung 49 zeigt ein Wirkungsflächendiagramm der einzelnen Prozessparameter bezogen auf die Anzahl der Risse. Signifikanter Faktor war hierbei die Temperatur des Druckgießwerkzeugs. Bei niedrigen Formtemperaturen entstanden zudem Wechselwirkungen mit der Temperatur der Schmelze. Da bei niedrigen

Formtemperaturen die Rissanfälligkeit der Salzkerne besonders hoch ist, werden durch niedrige Schmelztemperaturen Risse durch bereits vorerstarnte Bereiche verursacht. Wenn die Salzschmelze bei einer Temperatur von 720°C (680°C Liquidustemperatur) vergossen wird, treten Risse aufgrund der höheren Volumenkontraktion auf. Um eine rissfreie Salzplatte herstellen zu können, ist eine Schmelztemperatur von 700°C notwendig, was einer Überhitzung von 20°C entspricht. Dies stellte bereits Yoakawa [29] bei der Untersuchung der Prozessparameter auf die Festigkeitseigenschaften von Salzkernen fest.

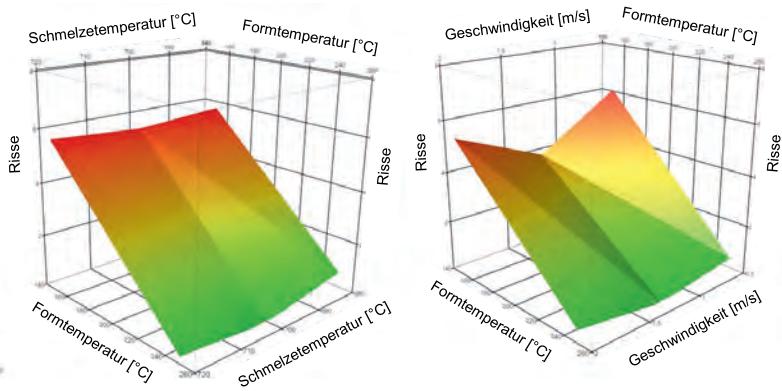


Abbildung 49: Wechselwirkungen der Prozessparameter Formtemperatur und Schmelztemperatur (links) und Formtemperatur und Gießkolbengeschwindigkeit (rechts) auf die Zielgröße Anzahl der Risse

Nach Entnahme der Salzplatte aus der Druckgießform muss diese auf Raumtemperatur abgekühlt werden. Dabei entstehen ebenfalls hohe Spannungen aufgrund ungleicher Temperaturverteilung zwischen Kern- und Randbereich. Kühlen die Salzplatten an Luft ab, entstehen hohe Spannungen, da im Gegensatz zum Randbereich im Zentrum aufgrund der niedrigen Wärmeleitfähigkeit des Salzes die Temperatur nur sehr langsam sinkt. Durch die Festkörperkontraktion und die unterschiedliche Temperaturverteilung können Risse aufgrund der unterschiedlichen Abkühlung entstehen. Die Salzplatten müssen bei Entnahme aus der Druckgießform unter Isolation abkühlen, um eine Rissbildung zu vermeiden. Dies wurde durch eine Lagerung bis zur Abkühlung auf Raumtemperatur zwischen Glasfaserisolationsmatten erreicht.

In Abbildung 50 sind Salzplatten, die mit unterschiedlichen Prozessparametern hergestellt wurden dargestellt. Im linken Bildabschnitt ist die Salzplatte (1) abgebildet, die unter den ungünstigsten Prozessbedingungen hergestellt wurde. Durch die niedrige Formtemperatur von 150°C in Verbindung mit der niedrigen Schmelztemperatur von 680°C und einer reduzierten Gießkolbengeschwindigkeit von 0,5m/s konnte aufgrund der Vorerstarrung kein vollständiger Abguss erzeugt werden. Die aufgetretene Rissbildung führte unter diesen Bedingungen zum Bruch der Platte. Wird hingegen die Formtemperatur sowie die Schmelztemperatur erhöht, treten vereinzelt Risse auf der Salzplattenoberfläche auf, wie im mittleren Bildabschnitt durch Salzplatte (2) dargestellt. Die Überhitzungstemperatur der Salzschmelze nimmt durch die starke Volumenkontraktion Einfluss auf die Rissneigung durch erhöhte Spannungen. Beste Ergebnisse konnten, wie der rechte Bildabschnitt durch Salzplatte (3) zeigt, durch eine hohe Formtemperatur von 250°C, eine mittlere Schmelztemperatur von 700°C und eine mittlere Kolbengeschwindigkeit von 1,0 m/s erzielt werden.

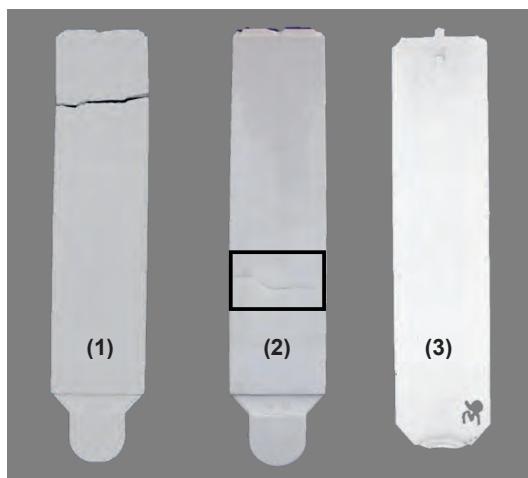


Abbildung 50: Salzplatten, hergestellt mit unterschiedlichen Prozessparametern:

- (1) T_{Form} : 150°C; v_{Kolben} : 0,5m/s; $T_{Schmelze}$: 680°C;
- (2) T_{Form} : 250°C; v_{Kolben} : 0,5m/s; $T_{Schmelze}$: 720°C;
- (3) T_{Form} : 250°C; v_{Kolben} : 1,0m/s; $T_{Schmelze}$: 700°C

Das modulare Druckgießwerkzeug besteht aus Wechseleinsätzen, die zur Herstellung der Aluminiumplatten verwendet werden. Konventionelle Aluminiumplatten als Referenzbauteil werden durch herkömmliche Stahleinsätze abgebildet. Zur Ermittlung des Einflusses auf die mechanischen Eigenschaften, das Gefüge und die Oberfläche eines Salzkerns auf das Aluminiumdruckgussbauteil kann eine Salzplatte in die Eingießseite eingelegt werden. Dazu sind zwei Einsätze auf der Eingießseite notwendig, die zum einen die konventionelle Kontur als ebene Fläche abbildet, zum anderen die Salzplatte als Einlegeteil aufnehmen kann. Der Werkzeugeinsatz der Auswerferseite bildet die Kontur der Aluminiumplatte sowie des Gießsystems ab und wird für beide Varianten verwendet. In Abbildung 51 ist der Werkzeugaufbau dargestellt.

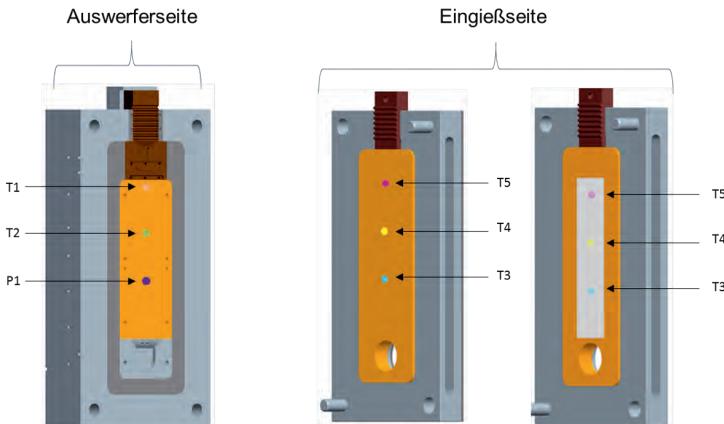


Abbildung 51: Modulares Druckgießwerkzeug mit der konturgebenden Auswerferseite und die Eingießseite mit Aufnahme des Salzplattenlegers

Um die thermischen Vorgänge messtechnisch erfassen zu können, wurden fünf Temperatursensoren (T1-T5) in das Druckgießwerkzeug integriert. So kann der Wärmeübergang mit und ohne eingelegter Salzplatte verglichen werden. Die Aluminiumplatte wurde mit den Abmaßen 120mm x 500mm x 2mm konstruiert. Dies ermöglicht die Fixierung während des Gießvorgangs durch die in der Breite überstehende Salzplatte in der Eingießseite. Somit konnte sichergestellt werden, dass die Salzplatte durch die auftreffende Aluminiumschmelze und die Gießkräfte nicht verschoben wird. Abbildung 52 zeigt die schematische Darstellung

der Fixierung der Salzplatte im Druckgießwerkzeug während des Gießvorganges.

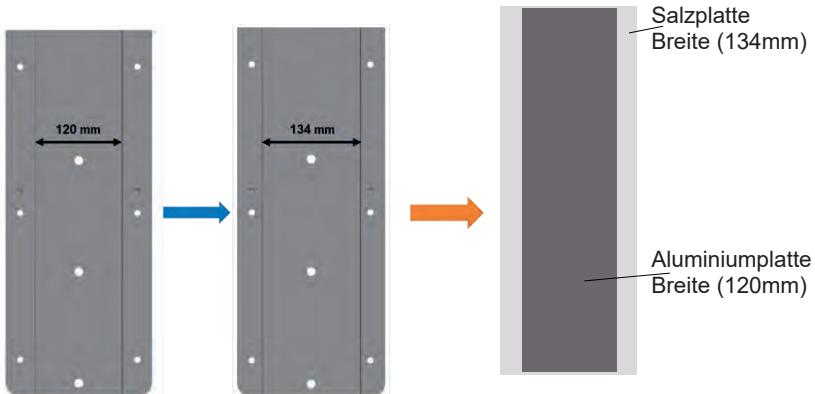


Abbildung 52: Einsatz des Druckgießwerkzeugs für die Aluminiumplatte (links); Einsatz für das Druckgießwerkzeug der Salzplatte (Mitte); schematische Darstellung der Fixierung der Salzplatte während des Gießvorgangs (rechts)

Die Salzplatte musste vor dem Um- bzw. Angießen mit Aluminium auf 200°C vorgeheizt werden. Aufgrund der dünnen Wanddicke von 2mm der Aluminiumplatte und des langen Fließweges der Schmelze von 500mm war es nicht möglich fehlerfreie Aluminiumdruckgussplatten ohne vorgeheizte Salzplatte herzustellen. Kaltfluss und unvollständige Formfüllung, auch bei sehr hohen Gießkolben- bzw. Strömungsgeschwindigkeiten von bis zu 70m/s, waren aufgrund von Vorerstarrung der Schmelze sichtbar.

4.1.1 Messung des dynamischen Elastizitätsmoduls mittels Resonanzfrequenzmethode

Aus temperaturabhängigen Biegeversuchen ist bekannt, dass die Festigkeit der Salzkerne mit steigender Temperatur abnimmt. Der Elastizitätsmodul beschreibt den Widerstand gegen Verformung und ist ein Maß für die Steifigkeit eines Werkstoffes. Je größer der E-Modul ist, desto geringer ist die elastische Verformung des Werkstoffes [59]. Dadurch kann ermittelt werden, inwiefern der verwendete Salzkern verformungsbeständig gegen die auftretenden Kräfte durch Druck und Temperatur im Druckgießverfahren ist. Der Vorteil der Messung des dynamischen E-Moduls im Vergleich zu dem statischen E-Modul mittels Ermittlung der Biegefesteitkigkeit im Biegeversuch, ist die zerstörungsfreie Messmethode. Daher

wurde der dynamische Elastizitätsmodul in Abhängigkeit von der Temperatur untersucht, um eine optimale Vorwärmtemperatur der Salzplatten zu erzielen. Die Messung des dynamischen Elastizitätsmoduls beruht auf dem Prinzip der Resonanzfrequenzmethode nach DIN-EN 843-2 [60]. Die Norm beschreibt die Prüfung eines Werkstoffes durch die Bestimmung des Elastizitätsmoduls mit erzwungenen longitudinalen Schwingungen. Bei der Prüfung wird eine stabförmige Probe mechanisch angeregt und durch die Ausbreitung von Longitudinalwellen die Resonanzfrequenz bestimmt. Diese Wellen werden durch das Auftreffen eines metallischen Körpers auf der Probenoberfläche erzeugt und als Körperschall akustisch aufgezeichnet. Stabförmige Probenkörper sind für diese Messmethode besonders geeignet, da sich die Wellenausbreitung in longitudinaler Richtung und nicht in transversaler Richtung bildet, was das Messergebnis erheblich beeinflussen würde [61]. Die verwendeten Prüfkörper wurden in unterschiedlichen Salzzusammensetzungen im Druckguss hergestellt. Abbildung 53 zeigt den Aufbau des Prüfstandes zur Ermittlung des dynamischen E-Moduls.



Abbildung 53: Aufbau des Prüfstandes zur Ermittlung des dynamischen E-Moduls mittels Resonanzfrequenzmethode [62]

Im Fallrohr fällt eine Stahlkugel auf den Salzkern. Der entstehende Körperschall wird über das Mikrofon aufgezeichnet und in der Auswertungseinheit verarbeitet. Der dynamische E-Modul wird über die Dichte, Geometrie, Resonanzfrequenz und Schallgeschwindigkeit ermittelt.

$$E_{dyn}(T) = \frac{\rho(T) * (c(T))^2}{10^9} \quad (1)$$

$E_{dyn}(T) = \text{Dynamischer Elastizitätsmodul [GPa]}$

$\rho(T) = \text{Materialdichte} \left[\frac{kg}{m^3} \right]$

$c(T) = \text{Schallgeschwindigkeit} \left[\frac{m}{s} \right]$

$$c_{long}(T) = \frac{f * 2 * l(T)}{10^3} \quad (2)$$

$c_{long}(T) = \text{Schallgeschwindigkeit} \left[\frac{m}{s} \right]$

$f = \text{Resonanzfrequenz [Hz]}$

$l(T) = \text{Länge des Probekörpers [mm]}$

Die Ausbreitungsgeschwindigkeit der Schallwellen in Festkörpern ist abhängig von Materialeigenschaften wie der Materialdichte und dem Elastizitätsmodul, (Formel 2). Ändern sich die Materialeigenschaften bei unterschiedlichen Temperaturen ändert sich auch die Schallgeschwindigkeit im Festkörper. Somit kann über die Ermittlung der Resonanzfrequenz die Schallgeschwindigkeit berechnet und folglich auch der dynamische Elastizitätsmodul bestimmt werden. Zur dauerhaften Temperaturüberwachung verfügte der Messstand über ein Infrarotthermometer. Folgende Salzzusammensetzungen wurden untersucht:

Tabelle 6: Unterschiedliche Salze zur Analyse des dynamischen E-Moduls

Salzwerkstoff	Zusammensetzung in mol%
NaCl + Na ₂ CO ₃	67:33
NaCl + Na ₂ CO ₃	30:70
NaCl + Na ₂ CO ₃ + KCl	60:30:10

Die Salzzusammensetzung 67mol% NaCl / 33mol% Na₂CO₃ bildet ein untereutektisches Gemisch, 30mol% NaCl / 70mol% Na₂CO₃ ein übereutektisches Gemisch. Es wurde der Einfluss des Natriumcarbonats auf die temperaturabhängige

Festigkeit geprüft. Mit der Zusammensetzung 60mol% NaCl / 30mol% Na₂CO₃ / 10mol% KCl wurde die Temperaturstabilität durch die Zugabe von Kaliumchlorid untersucht. Die Ergebnisse sind in Abbildung 54 dargestellt. Jede Salzzusammensetzung wurde mit zwei Probekörpern geprüft. Dabei ist ersichtlich, dass alle untersuchten Salzzusammensetzungen einen Elastizitätsmodul bei Raumtemperatur zwischen 25 und 30 GPa aufweisen. Im weiteren Temperaturverlauf ist zu erkennen, dass bei 250°C ein starker Abfall des E-Moduls stattfindet und somit die Festigkeit erheblich sinkt. Dieser starke Abfall ist weiterhin bis 400°C erkennbar. Die Messungen oberhalb 400°C konnten nicht durchgeführt werden, da die Probekörper bereits durch die thermische Belastung verformt wurden.

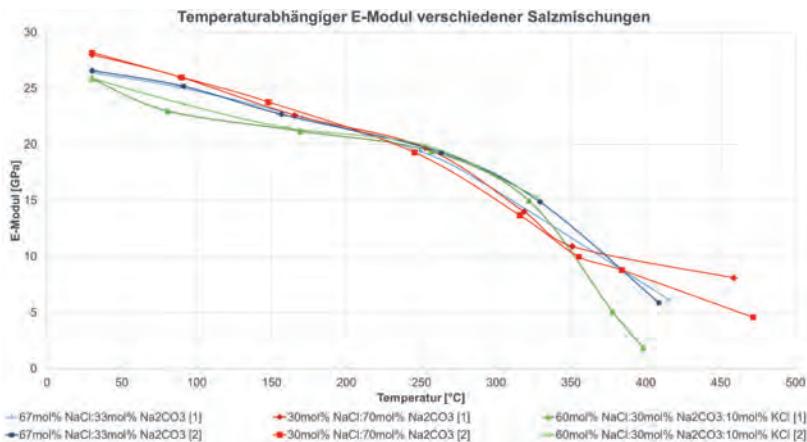


Abbildung 54: Vergleich des temperaturabhängigen dynamischen Elastizitätsmoduls verschiedener Salzmischungen [52]

Insgesamt zeigen die Messergebnisse keine signifikanten Unterschiede des temperaturabhängigen Elastizitätsmoduls zwischen den einzelnen Salzzusammensetzungen. Es ist deutlich, dass mit steigender Temperatur der E-Modul bei allen Salzmischungen abfällt. Ab einer Temperatur von 250°C fällt der E-Modul sehr stark ab. Die Vorwärmtemperatur der Salzplatten zum Umgießen mit Aluminium sollte nicht über 250°C betragen, da sonst die Salzkerne aufgrund der niedrigen Festigkeit während des Druckgießprozesses versagen.

4.1.2 Herstellung von Aluminiumprobekörper unter Verwendung von Salzplatten als Einlegeteile

Die Herstellung von Aluminiumplatten, deren Abkühlung durch einen Salzkern beeinflusst wurde, wurden mit auf 200°C vorgewärmten Platten durchgeführt. Neben den Maschinenparametern wie Gießkolbengeschwindigkeit, Gießkolbendruck und Gießkolbenweg wurden die Kontakttemperaturen mit der Aluminiumschmelze an unterschiedlichen Positionen während der Formfüllung und Erstarrung, bis zur Entnahme des Gussteils aus dem Druckgießwerkzeug messtechnisch mit Temperaturkontakteuren erfasst. Die Messergebnisse sind für die konventionelle Herstellung von Aluminiumdruckgussplatten sowie mit Salzeinleger in einem Schusskurvendiagramm dargestellt.

Anhand eines Schusskurvendiagrammes (Abbildung 55) sind die drei Phasen des Druckgießprozesses durch die aufgezeichneten Maschinenparameter erkennbar. Während der ersten Phase wird die Aluminiumschmelze mit langsamer Gießkolbengeschwindigkeit zum Gießsystem geführt. Die langsame Gießkolbengeschwindigkeit verhindert eine Wellenbildung und eventuelles Überschlagen der schmelzflüssigen Aluminiumlegierung was zu Porosität im Druckgussbauteil durch eingeschlossene Luft führen könnte.

In der zweiten Phase wird die Schmelze in den Formhohlraum gepresst und das Gussstück gefüllt. Die hohen Fließgeschwindigkeiten der Schmelze sind notwendig, um druckgusstypische, dünnwandige Bereiche ohne Kaltfluss füllen zu können.

Während der dritten Phase wird das erstarrende Material mit hohem Druck beaufschlägt, um die eintretende Erstarrungsschwindung auszugleichen.

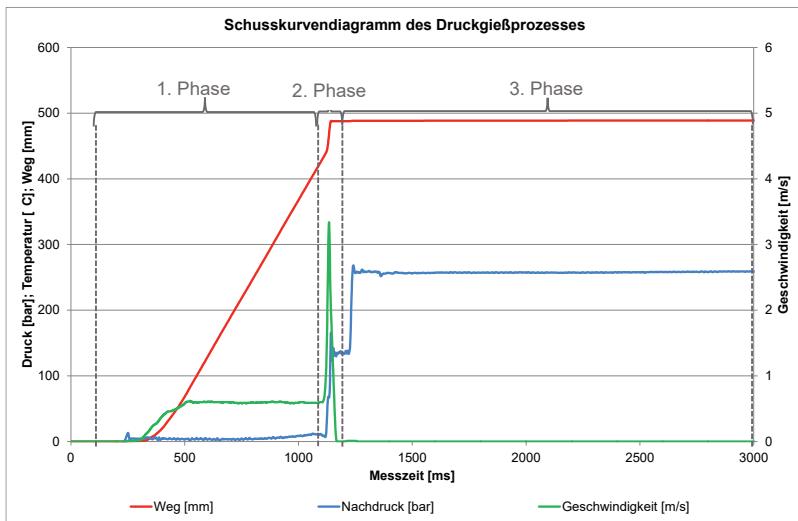


Abbildung 55: Die unterschiedlichen Phasen während des Druckgießprozesses

Die während der Herstellung der konventionellen Aluminiumplatten aufgezeichneten Temperaturen zeigen in Abbildung 56 während der Formfüllung ein Temperaturmaximum von 520°C im Bereich des Anschnitts durch Temperatursensor T3. Mit steigender Fließlänge des Aluminiums sinkt die Kontakttemperatur der Aluminiumschmelze. An Sensorposition T5 wird lediglich ein Maximum von 430°C gemessen. Ursächlich hierfür ist die schnelle Abkühlung der Schmelze aufgrund der dünnen Wanddicke der zu gießenden Aluminiumplatte von 2 mm. Des Weiteren ist die Reaktionszeit des verwendeten Temperatursensors in der Druckgießform relativ groß, da dieser aufgrund seiner Masse eine gewisse Trägheit aufweist und somit das ware Temperaturmaximum nicht vollständig darstellen kann. Der Drucksensor P1 zeigt nach der Formfüllung einen starken Druckanstieg. Durch den einsetzenden Maschinendruck von 280 bar und dem Übersetzungsverhältnis zwischen dem Antriebskolben der Druckgießmaschine mit einem ø 140mm und dem Gießkolben mit einem ø von 80 mm wird ein resultierender spezifischer Gießdruck von 600 bar gemessen.

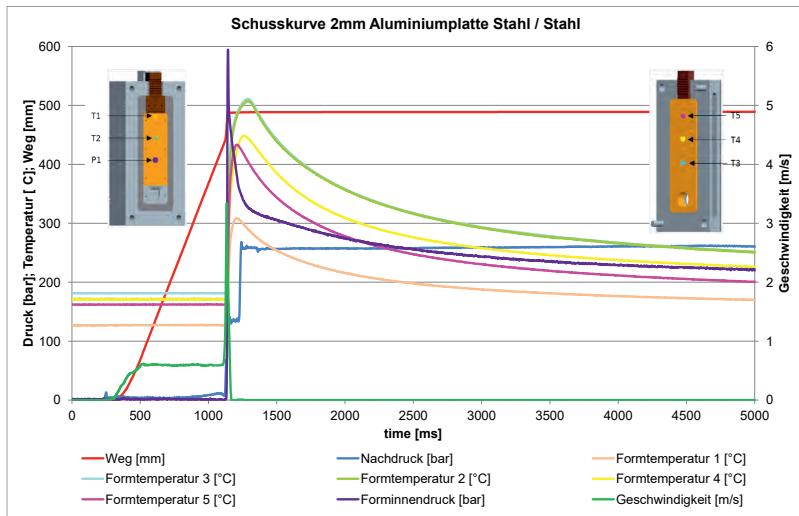


Abbildung 56: Schusskurvendiagramm konventionell hergestellter Aluminiumplatten mit Messungen der Kontakttemperaturen T1-T5 und Forminnendruck P1

Bei der Verwendung der Salzplatte als Einlegeteil wurden ebenfalls die Kontakttemperaturen aufgezeichnet, um den Einfluss der verminderten Wärmeleitfähigkeit des Salzes zu ermitteln. Die Temperatursensoren T3, T4 und T5 wurden dabei von dem Salzeinleger bedeckt, sodass lediglich die Kontakttemperaturen mit der Salzplatte erfasst wurden. Während der Formfüllphase verzeichnen die Temperatursensoren auf der konturgebenden Auswerferseite einen sprunghaften Anstieg durch die einströmende Aluminiumschmelze. Im Bereich des Anschliffs wurde eine maximale Temperatur von 535°C gemessen und in der Nähe des Entlüftungsbereichs durch Temperatursensor T1 auf der Stahlseite wurde eine maximale Temperatur von 365°C gemessen. Das Schusskurvendiagramm mit Verwendung eines Salzeinlegers (Abbildung 57) zeigt zudem, dass eine Reduzierung der Gießkolbengeschwindigkeit im Vergleich zur konventionellen Herstellung von Aluminiumplatten (Abbildung 56) möglich ist. Die verminderte Wärmeleitfähigkeit des Salzwerkstoffes sorgt dafür, dass die Aluminiumschmelze langsamer abkühlt. Dadurch können längere Fließwege bei niedrigeren Fließgeschwindigkeiten erzielt werden, ohne dass Kaltfließstellen oder vorerstarnte Bereiche entstehen. Die Temperatursensoren T3, T4 und T5, welche von der Salzplatte bedeckt sind, zeigen die Wärmeeinbringung in den Salzeinleger durch einen

langsamem Anstieg der Temperatur im Anschluss an die Formfüllung. Dies zeigt ebenfalls die geringe Wärmeleitfähigkeit des Salzwerkstoffes.

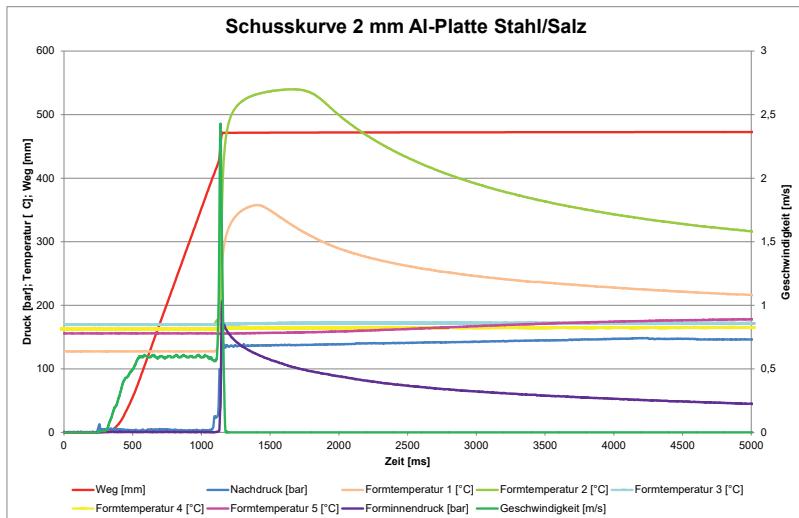


Abbildung 57: Schusskurvendiagramm mit Salzeinlegern hergestellter Aluminiumplatten mit Messungen der Kontakttemperaturen T1-T5 und Forminnendruck P1

Der Vergleich beider Schusskurvendiagramme zeigt, dass das Temperaturmaximum bei der Verwendung von Salzeinlegern höher ist als bei der Abkühlung auf Stahl. Abbildung 57 zeigt den Vergleich der erfassten Temperaturen der Sensoren T1 und T2 mit eingelegter Salzplatte und der konventionellen Herstellung. Die Abkühlung der Aluminiumschmelze ist durch die isolierende Wirkung des Salzeinlegers beeinträchtigt. Der Temperaturverlauf der Sensoren T1 und T2 in der Auswerferseite zeigen eine langsamere Abkühlung des Aluminiums im Druckgießwerkzeug. Die Wärmeabfuhr erfolgt somit nicht über beide Formhälften gleich wie es bei konventioneller Herstellung stattfindet, sondern wird überwiegend durch die Stahlseite realisiert. Die Abbildung 58 stellt die gemessenen Formtemperaturen mit und ohne eingelegtem Salzkern gegenüber.

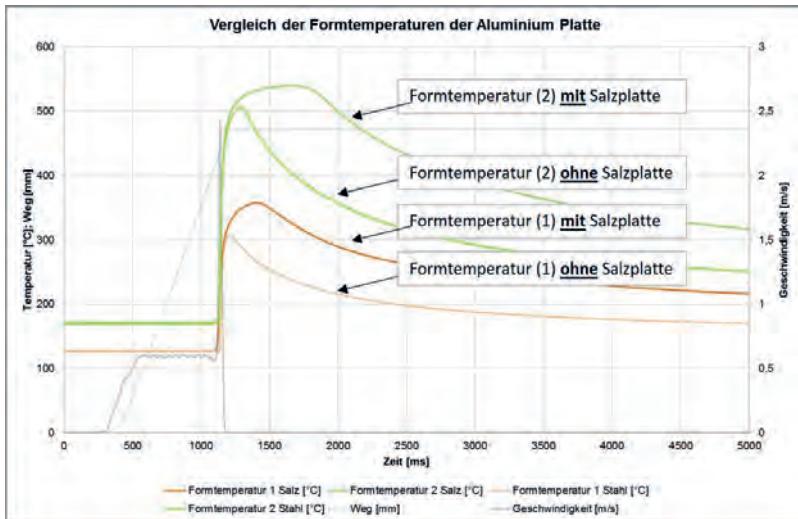


Abbildung 58: Vergleich der Kontakttemperaturen des Aluminiums mit eingelegter Salzplatte und konventioneller Herstellung

4.1.3 Metallographische Analyse der Aluminiumprobenkörper

Durch die schnelle Abkühlung in der Druckgussform äußern sich druckgusstypische Gefügeeigenschaften von Aluminium-Silizium Legierungen in feinkörniger Erstarrung von Primärphase und Eutektikum. Eine zusätzliche Veredelung mit Strontium sorgt für eine noch feinere Ausbildung des eutektischen Gussgefüges [63]. Um den Einfluss der verminderten Wärmeleitfähigkeit des Salzkerns auf die Erstarrungsmorphologie zu untersuchen, wurden Proben der konventionell hergestellten Aluminiumplatten aus der Legierung AlSi10MnMg als Referenz und salzkernbeeinflusste Aluminiumplatten metallographisch untersucht. Ein Maß für die Feinheit des Aluminiumgefüges ist der von der Erstarrungsgeschwindigkeit abhängige Dendritenarmabstand des α -Mischkristalls [64]. Die Probenentnahme erfolgte im Querschnitt der Aluminiumplatten, sodass die Erstarrung der Salz zugewandten Seite sowie die Erstarrung am Formstahl analysiert werden konnte. Auf der Salz zugewandten Seite bildet sich das Gefüge deutlich größer aus als auf der Stahlseite. Dies resultiert in der langsameren Abkühlung des Aluminiums auf dem Salzeinleger. Im Mittelteil des Querschnitts treffen sich die Erstarrungsfronten beider Seiten. Das Gefüge auf der Stahlseite bildet sich durch die

schnelle Erstarrung auf dem Formstahl druckgusstypisch aus. Das fein ausgebildete Eutektikum umgibt die dendritisch erstarrte Primärphase. Im Randbereich ist die schnell erstarrte Primärphase sichtbar. Die Abbildung 59 zeigt den Querschliff über die gesamte Plattenbreite einer Aluminiumprobe welche mit einem Salzkern hergestellt wurde.

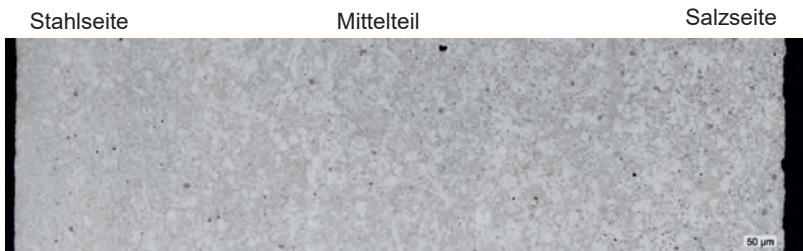


Abbildung 59: Vergleich des Aluminiumgussgefüges mit unterschiedlichen Abkühlbedingungen

Um das Gefüge zu quantifizieren, wurde der Dendritenarmabstand nach der BDG-Richtlinie P220 gemessen [65]. Für die Messung des Dendritenarmabstandes wurden je Probe zehn Dendriten mit mindestens fünf einzelnen Dendritenarmen herangezogen. Zur besseren Bestimmung der einzelnen Dendritenarme wurden die Phasen des Gefüges anhand der Grauwertunterschiede eingefärbt. Die dendritische Primärphase wurde in hellem Türkis dargestellt. Die Abbildung 60 zeigt exemplarisch die Messung des Dendritenarmabstandes an der Salz zugewandten Seite.

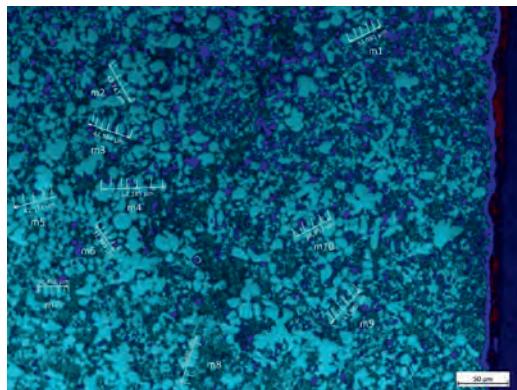


Abbildung 60: Messung des Dendritenarmabstandes an unterschiedlichen Proben zum Vergleich der Gefügeausbildung unterschiedlicher Herstellungsvarianten

Die Ergebnisse der Gefügeanalyse sind in Tabelle 7 dargestellt.

Tabelle 7: Vergleich der Dendritenarmabstände mit und ohne eingelegtem Salzkern der Legierung AlSi10MnMg

Werkstoff	Dendritenarmabstand [μm]	Mittlerer Dendritenarmabstand [μm]
AlSi10MnMg	6,1	6,1
	5,5	
	7,0	
	6,5	
	6,8	
	7,8	
	5,9	
	5,2	
	6,9	
	5,4	
	5,0	
	6,8	
AlSi10MnMg mit eingelegtem Salzkern	8,6	9,0
	8,7	
	10,3	
	12,0	
	6,4	
	6,1	
	12,4	
	8,8	
	9,8	

Der mittlere Dendritenarmabstand beträgt bei den Referenzgussteilen mit 6,1 μm im Vergleich zu den Aluminiumplatten mit Salzeinleger mit 9,0 ein Drittel weniger. Diese Änderungen der Mikrostruktur des Aluminiums bei der Verwendung von Salzkernen im Druckguss wirken sich auf die mechanischen Eigenschaften aus. Bei einer feinen Ausbildung des Eutektikums können Werte der Bruchdehnung im Gusszustand je nach Magnesiumgehalt einer AlSi10MnMg zwischen 5% und 11% erzielt werden [63]. Die Zugfestigkeit R_m ist mit bis zu 265 MPa und die Dehngrenze $R_{P0,2}$ mit 123 MPa angegeben. Um den Einfluss des Salzkerns auf die mechanischen Eigenschaften des Aluminiumdruckgussbauteils darzustellen, sind die Ergebnisse des Zugversuchs im Vergleich in Tabelle 8 Bruchdehnung A [%], Tabelle 9 Zugfestigkeit R_m [MPa] und Tabelle 10 Dehngrenze $R_{P0,2}$ [MPa] dargestellt.

Tabelle 8: Vergleich der Bruchdehnung mit und ohne eingelegtem Salzkern

Werkstoff	Probe	Bruchdehnung A [%]	Mittelwert	Standardabweichung
AlSi10MnMg	1	8,2	7,6	0,6
	2	7,3		
	3	7,9		
	4	7,5		
	5	6,9		
	6	8,3		
	7	8,5		
	8	6,8		
	9	7,2		
	10	7,6		
AlSi10MnMg mit eingelegtem Salzkern	1	6,3	5,7	1,1
	2	4,8		
	3	3,5		
	4	6,0		
	5	5,9		
	6	7,5		
	7	6,5		
	8	5,7		
	9	6,2		
	10	4,2		

Tabelle 9: Vergleich der Dehngrenze Rp0,2 mit und ohne eingelegtem Salzkern

Werkstoff	Probe	Dehngrenze Rp0,2 [MPa]	Mittelwert	Standardabweichung
AlSi10MnMg	1	156	156,1	8,2
	2	142		
	3	165		
	4	157		
	5	149		
	6	168		
	7	167		
	8	152		
	9	157		
	10	148		
AlSi10MnMg mit eingelegtem Salzkern	1	125	128,4	12,0
	2	119		
	3	115		
	4	141		
	5	147		
	6	136		
	7	121		
	8	143		
	9	110		
	10	127		

Tabelle 10: Vergleich der Streckgrenze R_m mit und ohne eingelegtem Salzkern

Werkstoff	Probe	Streckgrenze R_m [MPa]	Mittelwert	Standardabweichung
AlSi10MnMg	1	276,5	289,8	8,8
	2	272,3		
	3	292,0		
	4	297,3		
	5	289,9		
	6	291,9		
	7	291,8		
	8	296,7		
	9	299,2		
	10	286,5		
AlSi10MnMg mit eingelegtem Salzkern	1	249,4	250,6	15,2
	2	226,5		
	3	242,2		
	4	271,5		
	5	274,6		
	6	267,6		
	7	245,8		
	8	252,2		
	9	234,5		
	10	241,3		

Die Ergebnisse eines Zugversuchs nach DIN EN ISO 6892-1 zeigten reduzierte Werte der Bruchdehnung im Gusszustand. Die durchschnittliche Bruchdehnung der Proben mit eingelegtem Salzkern betrug 5,7%. Dies entspricht der unteren Grenze der Herstellerangaben für die verwendete Legierung. Für die Zugfestigkeit konnten im Durchschnitt 250 MPa erreicht werden, was den Herstellerangaben entspricht. Die geringere Bruchdehnung wird auf das gröbere Gussgefüge zurückgeführt. Für die spätere Bauteilauslegung muss daher die verminderte Bruchdehnung berücksichtigt werden.

4.2 Entwicklung des Demonstrators „Salzkern Rippenstruktur“

Aufgrund des unbekannten Schwindungs- und Materialverhaltens der Salze, wurden Rippenstrukturen in unterschiedlicher Dicke, Tiefe und Ausformschräge konstruiert. Bisherige Untersuchungen umfassten plattenartige und riegelförmige Geometrien. Der Salzwerkstoff weist aufgrund der Ionenbindung ein sprödes Werkstoffverhalten durch niedrige Verformbarkeit auf, was durch Schwindungskontraktion an Rippenstrukturen zur Rissbildung während der Erstarrung führen könnte, da der thermische Ausdehnungskoeffizient α , wie bereits beschrieben,

mit $51,9 \cdot 10^{-5} \text{ K}^{-1}$ um ein Vielfaches höher als bei Aluminiumlegierungen ist. Abbildung 61 zeigt den Konstruktionsentwurf des Demonstrator Salzkerns. Die unterschiedlichen Rippenstrukturen sind farblich gekennzeichnet. Mit roter Farbe ist ein Kreuzgerippe mit Tiefe bis zur Teilungsebene, 3mm Wanddicke und 3° Ausformschräge gekennzeichnet. Gelb stellt eine umlaufende Ringrippe dar, ebenfalls mit 3mm Wanddicke und 3° Ausformschräge. Grün und Orange eingefärbt sind Rippen mit 3mm bzw. 4mm Wanddicke die 90° zur Teilungsebene angeordnet sind und somit im Druckgießwerkzeug in beiden Formhälften abgebildet werden müssen. Durch den rückseitigen Einschnitt der in grün gekennzeichneten Rippe wird das Verzugsverhalten des Salzkerns während der Abkühlung beeinflusst. Der Salzkern wird sich im Öffnungswinkel der Schenkel schließen. Dunkelblau bildet eine Rippe in Entformungsrichtung mit 4mm Wanddicke und 3° Ausformschräge ab. Hellblau sind die Kernalager eingefärbt, welche durch den Querschnittsprung hohe thermische Spannung während des Abkühlens erfahren. Dabei kann das Werkstoffverhalten bei Querschnittsänderungen untersucht werden, ob durch unterschiedliche lokale Erstarrungszeiten die thermischen Spannungen zu einer Rissbildung im Salzkern führen.

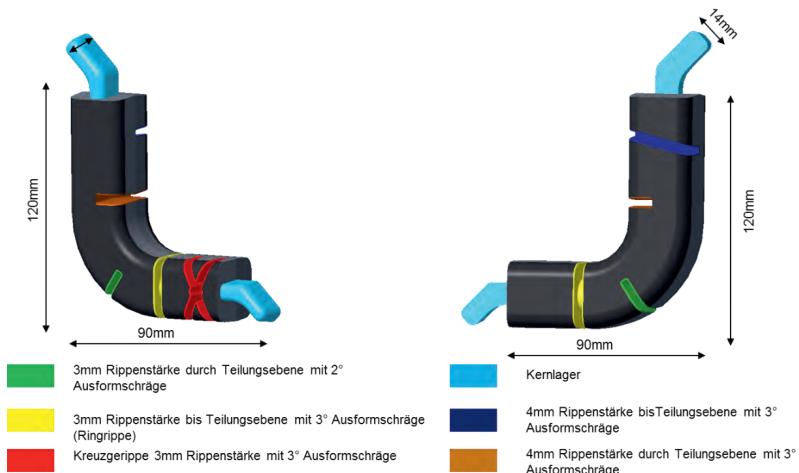


Abbildung 61: CAD-Modell des Demonstrators Salzkern "Rippenstruktur" mit farblich gekennzeichneten unterschiedlichen Rippenstrukturen und Kernalgern

Die dargestellten Rippenstrukturen bedeuten eine hohe thermische Belastung für den Formstahl des Druckgießwerkzeugs. Dünne Wanddicken komplexer Rippenstrukturen im Aluminiumgussteil müssen im Salzkern durch Einschnitte negativ abgebildet werden. Dies bedeutet, man erhält für die Herstellung des Salzkerns dünne Wanddicken des Formstahls im Druckgießwerkzeug. Durch Temperaturen der einströmenden Salzschnmelze zwischen 680°C und 720°C und die langen Abkühlzeiten des Salzkerns in der Druckgussform unterliegt der Formstahl an diesen Rippenstrukturen starker thermischer und dynamischer Belastung. Zur Erhöhung der Prozessfähigkeit wurde die Werkzeugauslegung für die Anwendung des Sonerverfahrens „Vacuraldruckguss“ konzipiert. Die Abbildung 62 zeigt schematisch den Aufbau der Schmelzöfen mit Dosiereinheit im konventionellen Druckguss mit externer Peripherie zum Dosieren der Schmelze sowie im Vacuralverfahren.

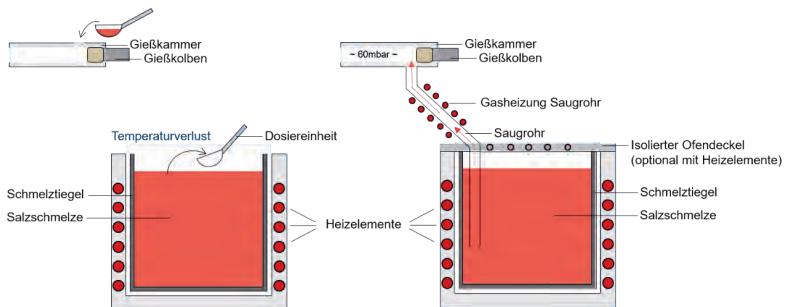


Abbildung 62: Schematische Darstellung der Schmelzöfen und der Dosiereinheit im konventionellen Druckguss auf der linken Seite und Vacuralverfahren auf der rechten Seite

Dabei wird die Salzschnmelze über ein Verbindungsrohr zwischen Gießkammer und Schmelzofen über Unterdruck in die Gießkammer gefördert. Das Dosierge wicht wird dabei über die Dauer des Ansaugvorgangs geregelt [66]. Dadurch entfällt die Dosiereinheit als externes Peripheriegerät und erhöht die Prozessfähigkeit durch die geringere Störanfälligkeit während des Dosierens von Salz aus einem externen Dosierofen. Die Schmelzbadoberfläche beginnt bei niedrigen Überhitzungstemperaturen von 20°C über der Liquidustemperatur zu erstarren sobald der Ofen geöffnet wird. Die Abnahme des Ofendeckels ist beim konventionellen Druckguss erforderlich, damit der Dosierroboter eintauchen und die Schmelze entnehmen kann. Dies erfordert eine höhere Überhitzungstemperatur der Salzschnmelze im Schmelzofen. Nach Yaokawa [29] und Yamada [25] steht

aber die Festigkeit der Salzkerne in direkter Abhängigkeit mit der Überhitzungs-temperatur der Schmelze. Mit steigender Temperatur der Schmelze sinkt die Festigkeit der Salzkerne, was sich als kritisch für den späteren Umguss mit Aluminium im Druckgießverfahren darstellt. Daher ist es vorteilhaft, die Temperatur der Schmelze unter 20°C über der Liquidustemperatur der jeweiligen Salzzusammensetzung zu wählen, um die maximale Festigkeit des Werkstoffs ausnutzen zu können. Dies ist beim konventionellen Druckguss aufgrund der „Schollenbildung“ [52] durch erstarrte Salzschmelze an der Schmelzbadoberfläche nicht möglich. Abbildung 63 zeigt die Erstarrung an der Schmelzbadoberfläche mit eingetauchtem Dosierroboter



Abbildung 63: Erstarrung an der Schmelzbadoberfläche mit eingetauchtem Dosierroboter

Der Wärmeverlust der Schmelze im konventionellen Druckguss ist aufgrund des fehlenden Ofendeckels viel höher, sodass Überhitzungstemperaturen von mindestens 50°C oberhalb des Schmelzpunktes der Salzzusammensetzung eingestellt werden müssen. Der Schmelzofen wird während des Gießbetriebs geöffnet, um das Eintauchen der Dosiereinheit zu ermöglichen. Beim Vacuralprozess ist der Ofen verschlossen, optional kann der Ofendeckel ebenfalls mit Heizelementen ausgestattet sein. Somit kann der Temperaturverlust an der Badoberfläche vermieden und niedrigere Überhitzungstemperaturen der Schmelze im Ofen eingestellt werden. Zudem wird die Prozessfähigkeit im Hinblick auf die Temperatur der Schmelze erhöht, da diese erst in der Gießkammer anfängt abzukühlen.

Der Vacuralprozess erfordert ein bewegliches hydraulisch angetriebenes Vakuumventil, um bei großem Entlüftungsquerschnitt gleichzeitig ein Eindringen der

Schmelze in den Vakuumkanal zu verhindern. Die Abbildung 64 zeigt das Druckgießwerkzeug des Demonstratorsalzkerns „Rippenstruktur“.

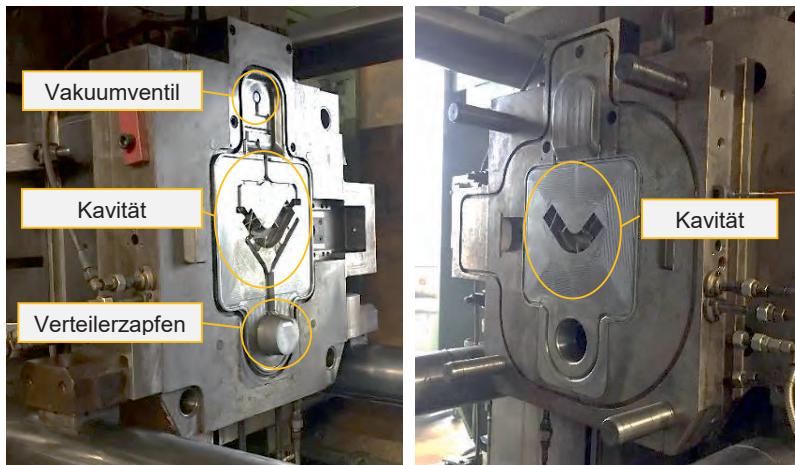


Abbildung 64: Druckgießwerkzeug des Demonstrator Salzkerns "Rippenstruktur"; Auswerferseite links; Eingießseite (rechts)

Das Vakuumventil ist in der Auswerferseite integriert. Ebenso wurde zur Reduzierung der Zykluszeit durch eine schnellere Abkühlung des Pressrestes ein wassergekühlter Verteilerzapfen eingesetzt. Erste Gießversuche umfassten die Untersuchung der Herstellbarkeit dieser Salzkerngeometrie. Dabei wurden die Prozessparameter aus den Vorversuchen der Salzplattenherstellung abgeleitet. Die Formtemperatur wurde aufgrund der im Druckgusswerkzeug vorhanden Stege zur Abbildung der Rippen auf 200°C reduziert, um diese vor Verzug zu schützen.

Tabelle 11: Prozessparameter für die Herstellung des Demonstrator Salzkerns "Rippenstruktur"

Prozessparameter	Wert
Temperatur der Schmelze	700°C
Temperatur der Form	200°C
Geschwindigkeit der Schmelze in der 2. Phase	7,5 m/s

Abbildung 65 zeigt den Abguss der ersten Salzkerne.



Abbildung 65: Abguss eines Demonstratorsalzkerns "Rippenstruktur" der im Druckgießverfahren hergestellt wurde

Die unterschiedlichen Rippenstrukturen waren im Druckguss abbildbar und der Salzkern konnte ohne äußerliche Defekte aus dem Druckgießwerkzeug entformt werden. Es wurde nachgewiesen, dass Rippenstrukturen, wie sie auch für den Aluminiumdruckguss typisch sind, mit 3mm und 4mm Wanddicke herstellbar sind. Die kleinsten Ausformschrägen im Demonstrator von 2° konnten entformt werden.

Die Schwindung der Salzkerne bestimmt maßgeblich die Kernlagerung und Fixierung im Druckgusswerkzeug mit dem der Salzkern umgossen wird. Dabei verursachen geometrische Abweichungen bereits vor dem eigentlichen Umgießprozess mit metallischer Schmelze Kerndefekte. Weicht die Geometrie des Salzkerns stark von der Sollgeometrie ab, kann dies durch das Schließen der Druckgussform bereits einen Kernbruch herbeiführen. Ein zu kleiner Kern verschiebt sich im Kernlager durch vorhandenes Spiel, sodass es zu einer maßlichen Abweichung des Aluminiumgussteils führen kann. Zudem könnte dieser Impuls ebenfalls zu einem Kernbruch führen. Des Weiteren muss der Verzug der Salzkerne berücksichtigt werden, da durch diesen ebenfalls die Passgenauigkeit im Druckgießwerkzeug für den Umguss und die Sollgeometrie des Umgussbauteils beeinflusst wird. Zur Bestimmung von Schwindung und Verzug wurden 20 Kerne optisch vermessen und die Abweichungen durch Messmerkmale an unterschiedlichen Stellen des Salzkerns erfasst und die maximale Abweichung zur Sollgeometrie an den Stirnflächen ermittelt, wie in Abbildung 65 dargestellt.

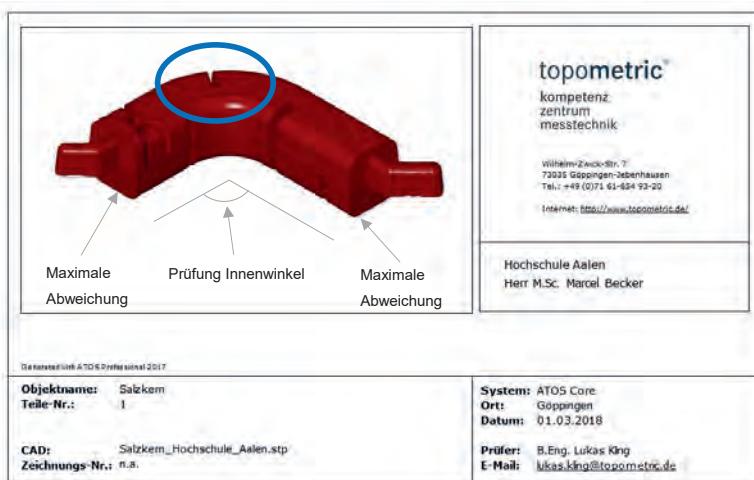


Abbildung 66: Darstellung der Messmerkmale mit maximaler Abweichung an den Stirnflächen und Prüfung des Innenwinkels der Salzkerne zur Darstellung des Verzuges

Weiteres Messmerkmal zur Darstellung des Verzugs stellte die Prüfung des Innenwinkels dar. Die Sollgeometrie weist einen Winkel von 90° auf. Durch die Ermittlung des Innenwinkels kann der Einfluss einer Rippengeometrie auf den Verzug dargestellt werden. Dabei werden Einschnitte in den Querschnitt, wie auf der Rückseite des Salzkerns, in Abbildung 66 dargestellt und durch die blaue Markierung gekennzeichnet, als besonders kritisch erachtet.

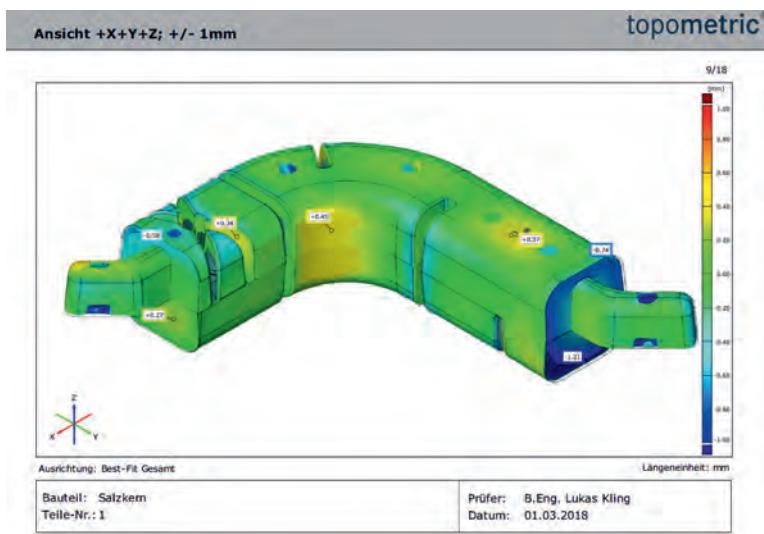


Abbildung 67: Soll-/Ist Vergleich der CAD-Daten mit Daten der optischen Vermessung mit maximalen Abweichungen von 1,00mm (rot) und -1,00mm (blau); Vorderansicht

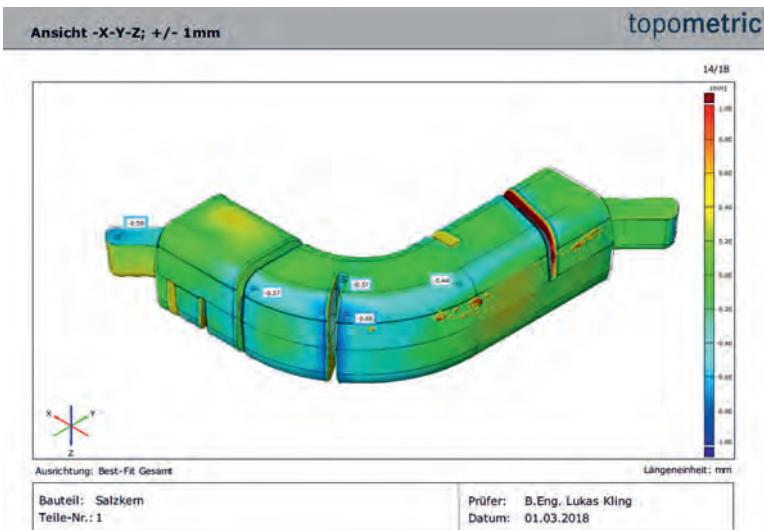


Abbildung 68: Soll-/Ist Vergleich der CAD-Daten mit Daten der optischen Vermessung mit maximalen Abweichungen von 1,00mm (rot) und -1,00mm (blau); Rückansicht

Die mittlere Abweichung zur Sollgeometrie an den Stirnflächen des Salzkerns betrug 1,24mm. Dies entspricht einer mittleren Schwindung von 1,01%. Die Messergebnisse sind in Abbildung 69 dargestellt.

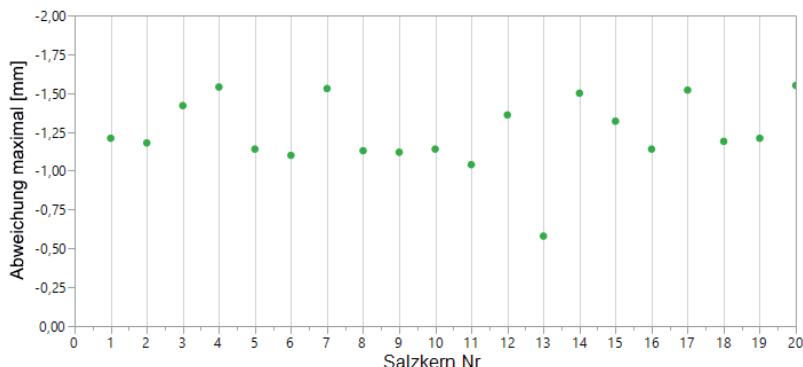


Abbildung 69: Darstellung der maximalen Abweichungen der Salzkerne

Die Messung des Innenwinkels und die Abweichung zur Sollgeometrie ist beispielhaft in Abbildung 70 dargestellt.

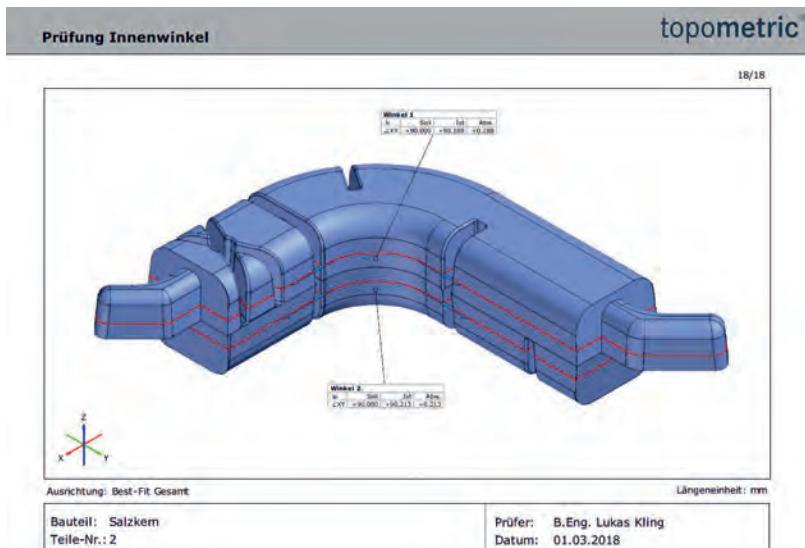


Abbildung 70: Messung des Innenwinkels zur Bestimmung des Verzuges der Salzkerne

Die Messergebnisse zeigen eine Spannweite von $0,1^\circ$ - $0,8^\circ$ bei einer mittleren Winkelabweichung von $+0,5^\circ$. Die Messergebnisse sind in Abbildung 71 dargestellt.

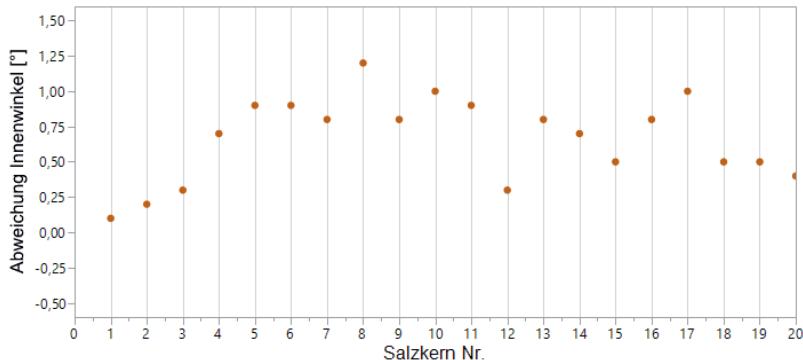


Abbildung 71: Darstellung der Abweichungen des Innenwinkels zur Sollgeometrie der Salzkerne

Die Messergebnisse zeigen, dass sich der Salzkern während der Erstarrung und Abkühlung auf Raumtemperatur verzieht. Dabei öffnet sich der Salzkern, sodass die Schenkel des L-förmigen Profils auseinandergezogen werden. Dabei wird der Verzug durch die Rippengeometrie auf der Rückseite begünstigt. Um Konstruktionsrichtlinien für Salzkerne erarbeiten zu können, müssen solche Rippenkonstruktionen als kritisch betrachtet werden, da diese den Verzug der Salzkerne beeinflussen können. Zur eindeutigen Vorhersage der Schwindungsverhältnisse von Salzkerne wurden weitere unterschiedliche Salzkerngeometrien, die im Druckguss bereits hergestellt wurden, untersucht. Die Übersicht dieser Salzkerne ist in Abbildung 72 dargestellt. Die Analyse ergab, dass die Schwindung stark von der Geometrie beeinflusst wird. Die gemessenen Werte der Schwindung liegen im Bereich zwischen 0,5% für den Ringkern bis zu 2,3% für die Zugprobe, bei der keine geometrische Schwindungsbehinderung aufgetreten ist. Der Salzkern „Rippenstruktur“ ist durch die eingebrachte Rippengeometrie stark kontraktionsbehindert und der Salzkern „Großkern“ spiegelt einen Salzkern mit hoher Materialanhäufung wieder. Die Designrichtlinien für komplexe und großvolumige Salzkerne für hohle Aluminiumstrukturbauten können aus der Kombination der Ergebnisse dieser beiden Salzkerne abgeleitet werden. Daraus resultiert ein Schwindmaß von 0,8% - 1,0%.

Geometrie	Salzplatte	Zugprobe	3D-Freiform	Großkern	Ringkern	Rippenstruktur
Schwindung [%]	1,3	2,3	0,7	0,8	0,5	1,0

Abbildung 72: Schwindmaße unterschiedlicher Salzkerngeometrien

Zur Beurteilung der Qualität der Salzkerne und der Darstellung von Porosität und Rissbildung wurden diese mit Hilfe der 3D-Computertomographie analysiert. Die Analyse zeigt eine dicht erstarnte Randschicht und ein poröses Zentrum. Auffällig ist die Rissbildung in den Ecken des Salzkerns. An sprunghaften Querschnittsänderungen entstehen durch unterschiedliche lokale Erstarrungszeiten Spannungsrisse, die die Festigkeit der Salzkerne an diesen Stellen schwächen. Für den Umguss mit Aluminium im Druckgießverfahren könnten diese Risse unterhalb der Oberfläche kritisch sein und ein Kernversagen durch Bruch auslösen. Speziell im Bereich der Kernalagerung (rote Markierungen) entstehen Spannungsrisse. Die Querschnittsveränderung zwischen Kernalager und Kern ist zu groß.



Abbildung 73: Analyse des Salzkerns „Rippenstruktur“ mittels 3D-Computertomographie

Die Defekteigenschaften lassen sich durch geometrische als auch prozesstechnische Maßnahmen beeinflussen. Als Screeningversuch wurde die Geschwindigkeit der Schmelze während der Formfüllung variiert. Dabei konnte festgestellt werden, dass die Geschwindigkeit der Schmelze einen erheblichen Einfluss auf das Porositätsverhalten der Salzkerne nimmt.

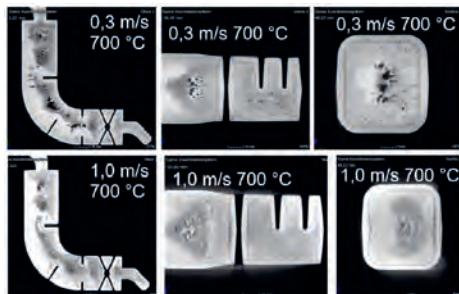


Abbildung 74: Unterschiedliche Porositätsausbildung in Abhängigkeit der Gießkollengeschwindigkeit

Die Defekteigenschaften der Salzkerne werden aber nicht nur durch den Gießprozess beeinflusst. Die Abkühlzeit in der Druckgießform muss auf ein Minimum reduziert werden. Ziel hierbei ist es, die freie Schwindung des Salzkerns zu ermöglichen. Durch die Formkontur innerhalb des Druckgießwerkzeugs wird der Kern stark kontraktionsbehindert, sodass bei weiterer Abkühlung im Werkzeug Spannungsrisse entstehen könnten. Sobald sich durch die gerichtete Erstarrung von außen eine ausreichend stabile Randschale gebildet hat, wird der Salzkern aus der Druckgießform entnommen. Dabei sind im Zentrum der Kerne noch flüssige Restbereiche vorhanden. Die Abkühlung und restliche Erstarrung der Salzkerne muss danach kontrolliert und langsam erfolgen, da aufgrund der sonst schnelleren Abkühlung der Randzone im Vergleich zum Zentrum Temperaturdifferenzen und Spannungen entstehen. Der Salzkern sollte somit nicht an Luft auf Raumtemperatur abkühlen, sondern muss unter Isolation oder im Ofen durch einen vorgegebenen Temperaturverlauf abkühlen. Für die Definition der Abkühlkurve wurde ein Thermoelement auf der Oberfläche der Salzkerne angebracht, um die Oberflächentemperatur der Salzkerne während der Abkühlung an Luft und unter einer Glasfaserisolationsmatte zu vergleichen. Die Temperaturverläufe

sind in Abbildung 74 dargestellt. Die rote Temperaturkurve zeigt die Oberflächen-temperatur eines Salzkerns, der unter einer Isolationsmatte abkühlte, die blaue Temperaturkurve eine Abkühlung an Luft.

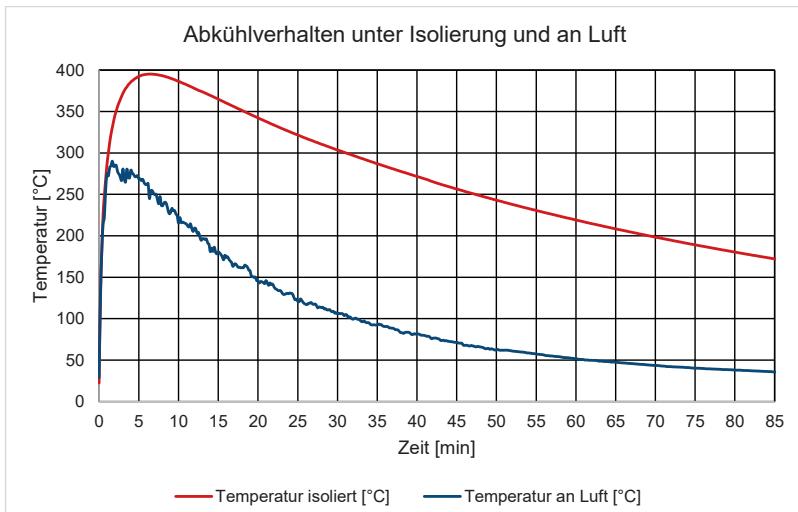


Abbildung 75: Temperaturprofil nach Entnahme aus dem Druckgießwerkzeug eines isolierten Salzkerns und eines Salzkerns der an Luft abgekühlt wurde

Die maximale Oberflächentemperatur der Salzkerne unterscheidet sich deutlich. Ohne Isolation kühlt der Salzkern an der Oberfläche schnell ab, sodass eine maximale Oberflächentemperatur von 290°C gemessen werden konnte. Diese liegt 110°C unterhalb der gemessenen maximalen Oberflächentemperatur unter isolierten Abkühlbedingungen. Der isolierte Kern kühlte in den ersten 30 Minuten mit einer Abkühlrate von 3°C/min ab. Die Abkühlrate in Luft wurde in den ersten 30 Minuten mit 6°C/min gemessen. Durch die deutlich schnellere Abkühlung entstehen Spannungsrisse, die sich bis an die Oberfläche ausbreiten. Die Rissbildung bis zur Oberfläche der Salzkerne führt im späteren Umgießprozess zur Infiltration mit Aluminiumschmelze. Daher ist bei der Herstellung von Salzkerne eine langsame Abkühlung unter Isolation oder durch einen vorgegebenen Temperaturverlauf mit einer Abkühlrate von 3°C/min in einem Ofen zwingend erforderlich. Eine kritische Abkühlgeschwindigkeit konnte in den Versuchen nicht ermittelt werden.

Daher gilt, dass eine Abkühlgeschwindigkeit von $3^{\circ}\text{C}/\text{min}$ nicht überschritten werden sollte. Abbildung 76 zeigt die Rissbildung bis zur Oberfläche an einem Salzkern, der an Luft abgekühlt wurde.



Abbildung 76: Rissbildung an der Oberfläche durch schnelle Abkühlung an Luft auf Raumtemperatur

4.3 Entwicklung des Demonstrators „Salzkern A-Säule“

Die gewonnenen Ergebnisse für das Design und die Konstruktion der untersuchten Salzkerne wurden für den Demonstrator „A-Säule“ berücksichtigt. Herstellbare Rippenstrukturen, Ausformschrägen und Querschnittsverläufe des Demonstrators „A-Säule“ wurden demnach ausgelegt. Die Ergebnisse der Schwindungsuntersuchung zeigten eine geometrieabhängige Schwindung der Salzkerne. Um die prognostizierte Schwindung des Salzkerns auszugleichen, wurde daher ein Schwindmaß von 0,8% festgelegt. Wichtige Impulse für das Design der Kernmarken lieferte die Bühler AG, Uzwil [41]. Um den Salzkern im Umgusswerkzeug zu fixieren, wurde eine Oberfläche mit einer Rillenstruktur erzeugt, die den Salzkern gegen Verschieben und Herausfallen aus der Druckgießform sichert, wie Abbildung 77 zeigt.

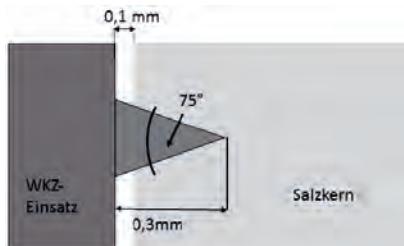


Abbildung 77: Schematische Darstellung der Werkzeugoberfläche mit eingebrachter Rillenstruktur zur Fixierung des Salzkerns im Umgusswerkzeug

Es zeigte sich, dass unterschiedliche Querschnitte im Kern beim Erstarren zu hohen thermischen Spannungen führen, die wiederum eine Rissgefahr darstellen. Darüber hinaus treten beim späteren Umgießen mit Aluminium hohe Drücke und Belastungen auf die Kernmarken auf. Aufgrund dessen wurden die Querschnitte der Kernmarken an den Querschnitt des Salzkerns angepasst. Abbildung 78 zeigt das CAD-Modell des Salzkerns mit den Kernmarken.

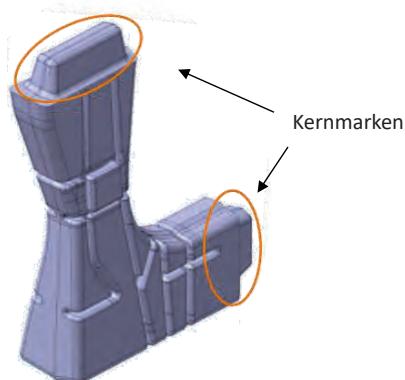


Abbildung 78: CAD-Modell mit konstruierten Kernmarken des Demonstrators "Salzkern A-Säule"

Die massiv ausgelegten Kernmarken ermöglichen es den Salzkern mit Druck in die Fixierung einzulegen. Dabei wird die Oberfläche des Salzkerns durch die im Umgusswerkzeug eingebrachte Rillenstruktur eingekerbt. Dadurch ist der Salzkern im Werkzeug fixiert und wird auch während des Formschließens in Position gehalten.

Das Druckgießwerkzeug für die Salzkernherstellung wurde für den Vacuralprozess ausgelegt und beinhaltet daher eine Vakuumseinheit auf der Oberseite des Werkzeuges. Das erstarrte Salz ist sehr spröde und schwindet aufgrund der Kontraktion während des Abkühlens stark. Dies ist besonders kritisch für das Auswerfen aus dem Druckgießwerkzeug. Daher ist es wichtig, eine große Anzahl von Auswerferstiften im Druckgießwerkzeug zu platzieren.

Komplexe Rippenstrukturen führen während der Erstarrung zu großen Klemmkräften und einem Anhaften des Salzkerns innerhalb des Druckgießwerkzeugs.

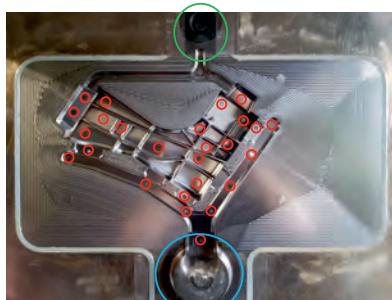


Abbildung 79: Druckgießwerkzeug des Demonstratorosalzkerns "A-Säule" mit Auswerferpositionen, wassergekühltem Verteilerzapfen und Vakuumventil

Abbildung 79 zeigt die Auswerferpositionen im Druckgießwerkzeug. Insgesamt wurden 26 Auswerfer platziert. Ziel war es, unter jeder Rippenstruktur einen Auswerferstift zu setzen. Um die Zykluszeit zu verkürzen, wurde ein wassergekühlter Verteilerzapfen integriert. Dies führt zu einer schnelleren Erstarrung des Pressrestes, der zum Platzen neigt. Das Gießen von Salzkernen im Druckguss erfordert keinen Auftrag von Trennmittel, da das Salz keine Klebeneigung wie Aluminium aufweist. Das Druckgießwerkzeug wurde lediglich mit Wasser oder Luft gereinigt. Für ein homogenes, thermisches Verhalten im Werkzeug wurde eine mit Öl betriebene Temperiereinheit eingesetzt. Um die thermischen Spannungen beim Erstarren zu reduzieren, ist eine gleichmäßige Anordnung der Kühlkanäle erforderlich. Abbildung 80 zeigt die Kühlkanäle des Werkzeugeinsatzes.

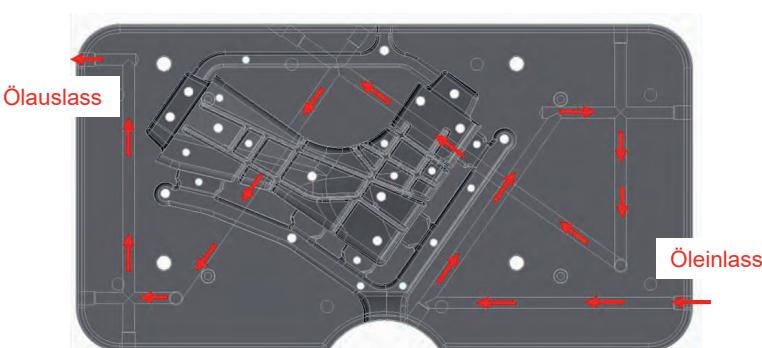


Abbildung 80: Temperierkanäle im Werkzeugeinsatz der Auswerferseite

Es konnte eine Maximaltemperatur an der Werkzeugoberfläche von 250°C erreicht werden. Dies ist limitiert durch das eingesetzte Wärmeträgeröl in der Temperiereinheit. Wärmeträgeröle auf Mineralölbasis weisen einen niedrigen Flammepunkt von 230°C auf [67].

Das Angussystem der Salzkerne sollte so dick wie möglich sein, damit die Form turbulenzarm gefüllt und anschließend während des Erstarrens der Salzkern verdichtet werden kann. Nach dem Gießvorgang wird das Angussystem des Salzkerns abgetrennt und hinterlässt eine beschädigte Oberflächenstruktur, die beim Umgießen zur Infiltration mit Aluminium führen kann. Aus diesem Grund wurde das Angussystem mit einer Dicke von 1,8mm dünn ausgelegt. Die Querschnittsfläche des Angussystems betrug 424mm². Bei einem Schussgewicht von 4.200g, was einem Volumen von 2.500cm³ entspricht, wurde eine Gießkammer mit einem Durchmesser von 90 mm benötigt, um einen Füllgrad von 45% zu erreichen. Bei der Kombination aus Antriebs- und Gießkolben der Druckgießmaschine betrug der minimale mögliche spezifische Gießdruck 350bar und der maximale spezifische Gießdruck 850bar. Die Geschwindigkeit der Schmelze im Angussystem betrug 15m/s bei einer Gießkolbengeschwindigkeit von 1m/s. Erste Gießversuche wurden mit folgenden Parametern durchgeführt, Tabelle 12:

Tabelle 12: Prozessparameter für die Herstellung des Demonstratorsalzkerns "A-Säule"

Prozessparameter	Wert
Temperatur der Schmelze	700°C
Temperatur der Form	210°C
Geschwindigkeit des Gießkolbens 1. Phase	0,3m/s
Geschwindigkeit des Gießkolbens 2. Phase	1,0m/s
Spezifischer Gießdruck	480bar
Abkühlzeit	175s
Trennmittel	keines
Salzzusammensetzung	67 mol% NaCl – 33 mol% Na ₂ CO ₃

Nach dem Gießen ergab ein Soll-/Istvergleich mit der CAD-Geometrie durch Bestfit Anpassung, dass die prognostizierte Schwindung von 0,8%, die bei der Konstruktion durch die Schwindungsuntersuchung anderer Salzkerngeometrien festgelegt wurde, zu gering war. Mit Hilfe der 3D-Computertomographie konnte eine maximale Abweichung von 2mm zur Zielgeometrie festgestellt werden. Abbildung 81 zeigt den verwendeten Computertomograph und die Messaufnahme in der Röntgenkammer.



Abbildung 81: 3D-Vermessung des Salzkerns A-Säule mit dem Computertomograph (links) Computertomograph Zeiss Metrotom der Hochschule Aalen (rechts)

Die farbliche Darstellung der Abweichungen im Soll-/Istvergleich (Abbildung 82) zeigt von blau bis grün eine negative Abweichung was bedeutet, dass der Salzkern im Vergleich zur Sollgeometrie untermaßig ist.

Die größten Abweichungen treten dabei an beiden Stirnflächen des Salzkerns auf, wo die geometrischen Eigenschaften eine zum Teil freie Schwindung ermöglichen. Die exakte Schwindung vorherzusagen ist demnach sehr komplex und wird durch die geometrischen Gegebenheiten deutlich beeinflusst.

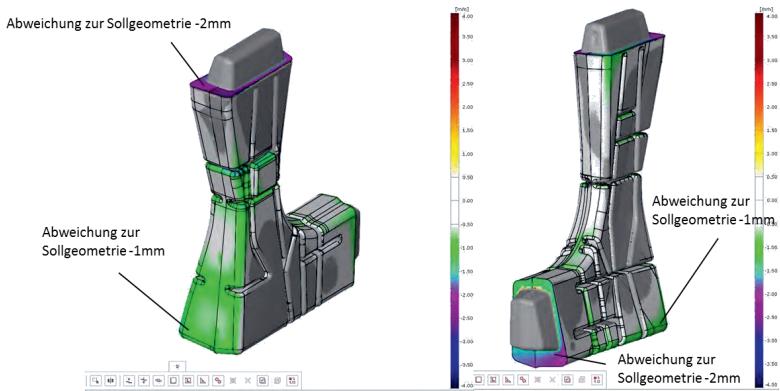


Abbildung 82: Abweichungen zu der CAD-Sollgeometrie mit Maximum rot= 4,00mm und blau=-4,0mm

Die Gießversuche zeigten erneut, dass die Abkühlzeit des Salzkerns im Werkzeug ein wichtiges Kriterium für die Rissbildung darstellt. Abbildung 83 zeigt auf der linken Seite Risse an der Oberfläche eines Salzkerns, die durch zu lange Abkühlzeit im Werkzeug entstanden und auf der rechten Seite einen geplatzten Salzkern nach dem Auswerfen durch zu kurze Abkühlzeit.

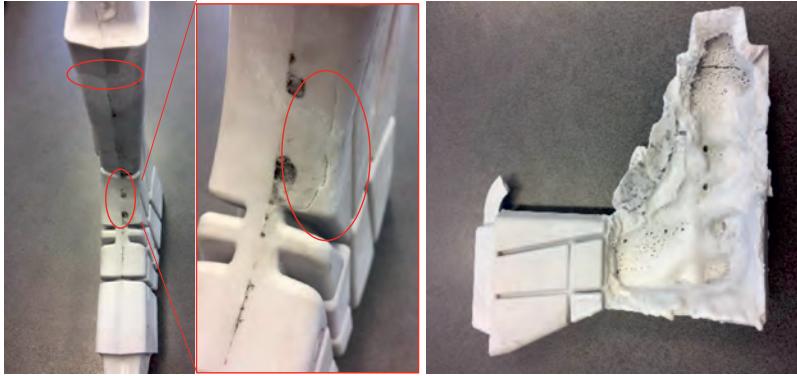


Abbildung 83: Rissbildung an der Oberfläche des Salzkerns (links); aufgeplatzter Salzkern nach dem Auswerfen (rechts)

Insgesamt wurden 120 Salzkerne mit den Prozessparametern aus Tabelle 12 gegossen. Das Einsetzen der Salzkerne in das Umgusswerkzeug war ohne mechanische Bearbeitung nicht möglich. Abweichungen in der Geometrie des Salzkerns zum Umgusswerkzeug verursachen beim Schließen der Druckgussform

Defekte an dem Salzkern oder der Kern fiel aufgrund fehlender Fixierung vor dem Schließen des Werkzeuges aus der Form. Abbildung 84 zeigt links den in das Umgusswerkzeug eingesetzten Salzkern und rechts den Salzkern nach dem Schließen des Umgusswerkzeuges mit einer Bruchstelle.

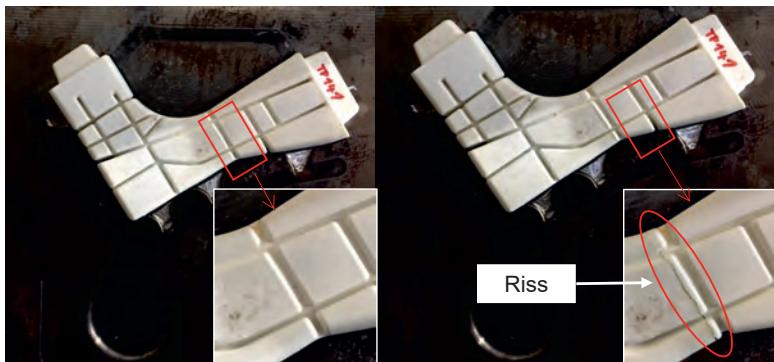


Abbildung 84: Eingelegter Salzkern im Umgusswerkzeug (links); Rissbildung nach Form schließen und öffnen am Salzkern (rechts)

Unter diesen Bedingungen konnte kein Aluminiumgussteil fehlerfrei gegossen werden. Abbildung 85 zeigt den Gussfehler, der durch einen gebrochenen Salzkern, wie in Abbildung 84 auf der rechten Seite dargestellt ist, verursacht wird.

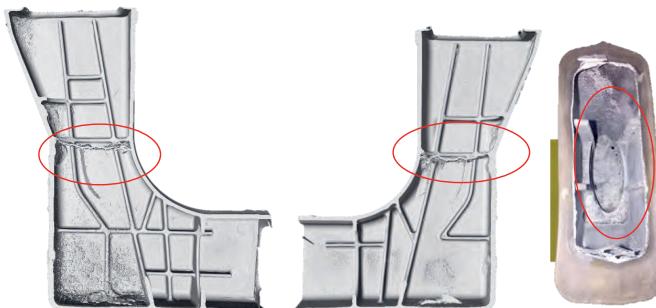


Abbildung 85: Darstellung von Defekten mittels 3D-Computertomographie (links) Druckgussdemonstrator "A-Säule" mit Defekt aufgrund eines gebrochenen Salzkerns (rechts)

Daher musste untersucht werden, welchen Einfluss die Prozessparameter auf das Schwindmaß der Salzkerne nehmen. Um den vermuteten signifikanten Einfluss der Werkzeugtemperatur auf die Maßtoleranz und die Schwindung zu analysieren, wurde eine Untersuchung unter Variation der Werkzeugtemperatur

durchgeführt. Da Aufnahmen mit der 3D-Computertomographie sehr zeitaufwändig sind, wurde die Auswertung über die Messung der Länge und Breite der Salzkerne vorgenommen. Die Messung von Länge und Breite ist ein Hinweis auf den Grad der Schwindung. Es wurden 200 Salzkerns mit folgenden Prozessparametern hergestellt, Tabelle 13:

Tabelle 13: Prozessparameter zur Untersuchung der Schwindungsverhältnisse der Salzkerns

Prozessparameter	Wert
Temperatur der Schmelze	700°C
Temperatur der Form	140°C; 160°C; 180°C; 200°C; 230°C
Geschwindigkeit des Gießkolbens 1. Phase	0,3m/s
Geschwindigkeit des Gießkolbens 2. Phase	1,0m/s
Spezifischer Gießdruck	480bar
Abkühlzeit	180s – 200s
Dauer des Nachdrucks	90s; 180s bzw. 200s

Jede Einstellung der Formtemperatur wurde dabei mit der Dauer des Nachdrucks 90 s sowie 180 s bzw. 200 s kombiniert und 20-mal wiederholt. Die Abkühlzeit musste aufgrund der steigenden Formtemperatur angepasst werden, um ein Aufplatzen des Salzkerns zu verhindern.

Die Länge, Breite und Diagonale der Teilungsebene der Salzkerns wurden gemessen und die Maßtoleranz dadurch analysiert.

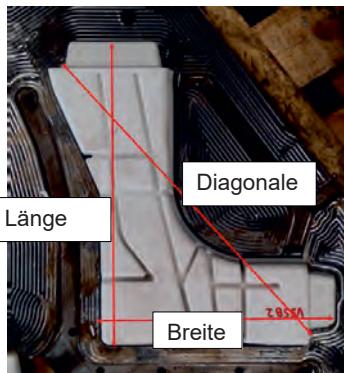


Abbildung 86: Analyse der Dimensionen der gegossenen Salzkerne

Der Winkelverzug wurde unter Verwendung einer Winkellehre und Fühlerlehre gemessen.

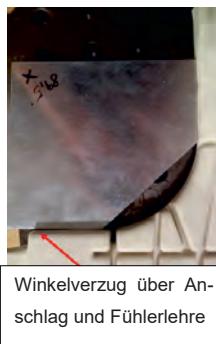


Abbildung 87: Messung des Winkelverzuges über einen Winkelanschlag und Führerlehre

Zur Überprüfung der Maßtoleranz wurden die Kerne in das Umgusswerkzeug eingelegt, Abbildung 89. Die Ergebnisse dieser Untersuchungen sind im Anhang in Tabelle 30, Zeile 1-200 aufgeführt. In der Spalte „Kommentar“ sind rissfreie und in das Umgusswerkzeug passende Salzkerne grün markiert. Es zeigte sich,

dass die Temperatur der Druckgießform nicht direkt die Maßhaltigkeit der Salzkerne beeinflusst, wie Abbildung 88: Darstellung der Maßabweichungen in Abhängigkeit von der Formtemperatur darstellt.

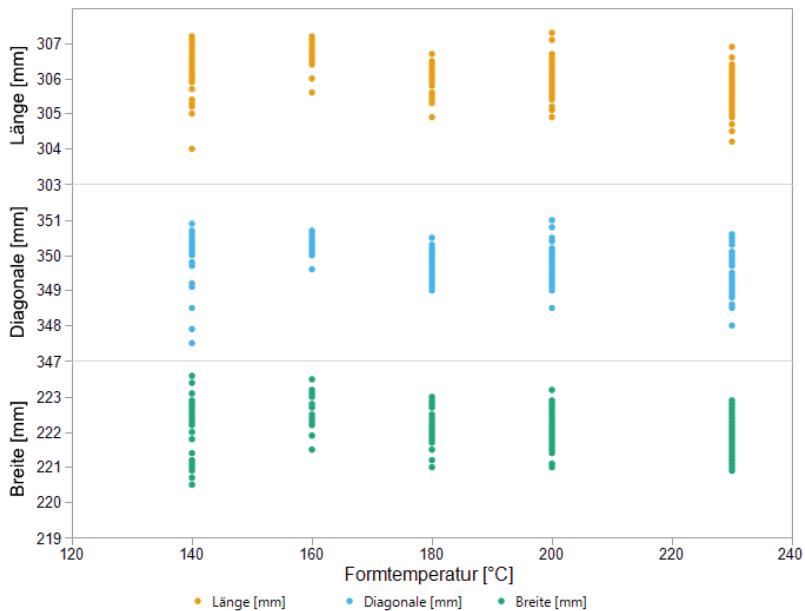


Abbildung 88: Darstellung der Maßabweichungen in Abhängigkeit von der Formtemperatur

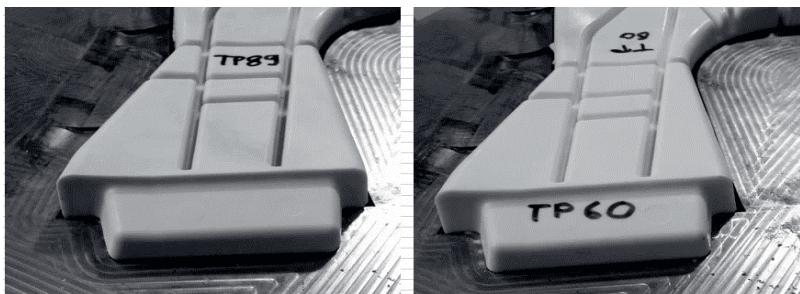


Abbildung 89: Eingelegter Salzkern im Umgusswerkzeug mit Maßabweichung (links); ohne Maßabweichung (rechts)

Besonders kritisch für die Maßhaltigkeit sind die Rissbildung und die Porosität der Salzkerne. Aufgrund der starken Schwindung in der Mitte der Kerne und der

damit verbundenen Lunker entwickelten sich Risse bis zur Oberfläche der Salzkerne. Die Messung des Defektvolumens mit der 3D-Computertomographie zeigt, dass Kerne mit einem hohen Defektvolumen große Abweichungen der Geometrie aufweisen. Die Abbildung 90 zeigt das mit der 3D-Computertomographie gemessene Defektvolumen zweier Salzkerne der Zusammensetzung 67 mol% NaCl – 33 mol% Na₂CO₃. Die Farben geben die Volumengröße an. Blau zeigt ein niedriges und Rot ein hohes Defektvolumen. Die Prozessparameter der gemessenen Salzkerne unterscheiden sich in der Formtemperatur und der daraus resultierenden Abkühlzeit in der Form.

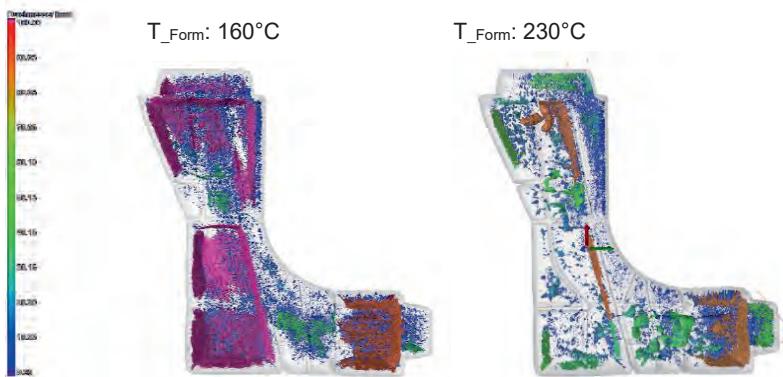


Abbildung 90: Salzkern mit einem hohen Defektvolumen auf der linken Seite und Salzkern mit geringerem Defektvolumen, der in das Umgusswerkzeug eingesetzt werden kann auf der rechten Seite

Fazit dieser Versuche ist, dass die werkstoffbedingte Schwindung nicht maßgeblich für die Abweichungen zur Sollgeometrie verantwortlich, sondern die Bildung von Rissen während der Erstarrung ist. Der Winkelverzug der Salzkerne war vernachlässigbar klein. Bei den 200 hergestellten Kernen unter Variation der Formtemperatur und der Nachdruckdauer konnten insgesamt 20 rissfreie Salzkerne hergestellt werden, die in das Umgusswerkzeug eingelegt werden konnten. Ab einer Formtemperatur von 200°C konnten vermehrt rissfreie Salzkerne hergestellt werden, wie Abbildung 91 zeigt.

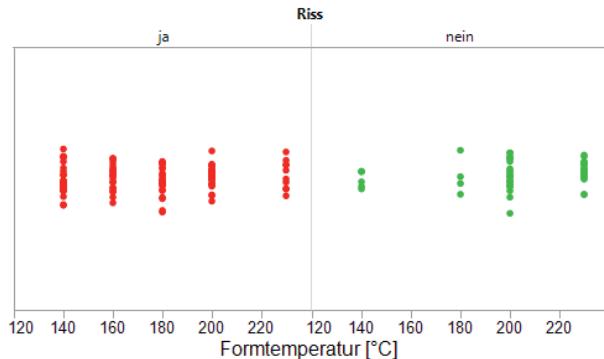


Abbildung 91: Rissbildung an der Oberfläche bei unterschiedlichen Formtemperaturen

Daraufhin wurden folgende Prozessparameter für die Herstellung rissfreier und maßhaltiger Salzkerne definiert.

Tabelle 14: Prozessparameter zur Herstellung rissfreier Salzkerne

Prozessparameter	Wert
Temperatur der Schmelze	700°C
Temperatur der Form	230°C
Geschwindigkeit des Gießkolbens 1. Phase	0,3m/s
Geschwindigkeit des Gießkolbens 2. Phase	1,0m/s
Spezifischer Gießdruck	480bar
Abkühlzeit	180s – 190s
Nachdruckdauer	180s – 190s

Da auch bei dieser Prozessparametereinstellung Salzkerne noch Risse aufweisen, ist das Prozessfenster zur Erzeugung rissfreier Kerne sehr eng. Ohne Änderungen der Geometrie des Angussystems zur besseren Formfüllung konnten keine Salzkerne hergestellt werden, die für den Umgussprozess verwendet werden konnten.

Änderungen der Mikrostruktur während der Erstarrung bei 483°C und 359°C können ebenfalls zu Rissen aufgrund einer Volumenausdehnung führen [68]. Abbildung 59 zeigt das Phasendiagramm von NaCl und Na₂CO₃ mit den Veränderungen der Kristallstruktur während der Erstarrung.

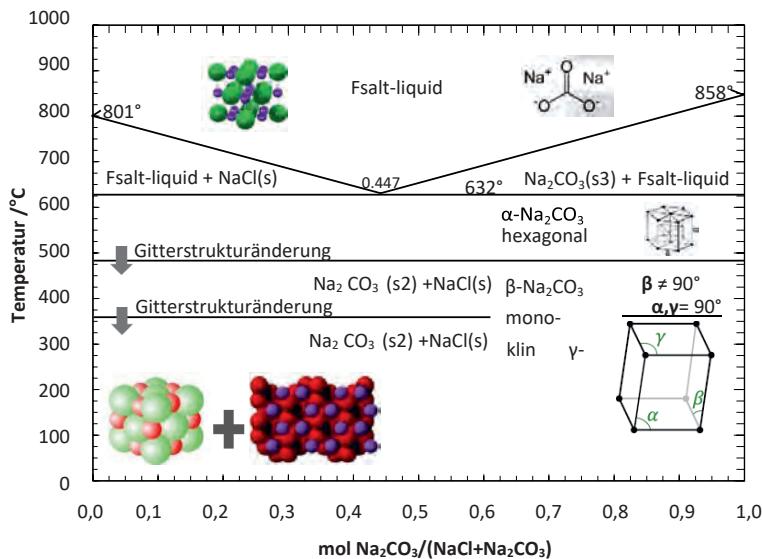


Abbildung 92: Phasendiagramm des binären Systems aus NaCl und Na₂CO₃ mit Änderungen in der Mikrostruktur [68]

Aus Untersuchungen mit einer eutektischen Salzzusammensetzung war bekannt, dass die Risse reduziert werden können und das Schwindungsverhalten einer eutektischen Zusammensetzung geringer ist. Die Biegefestigkeit der eutektischen Zusammensetzung beträgt 17 MPa und damit durchschnittlich 5 MPa weniger als der untereutektischen Zusammensetzung. Aus diesem Grund wurden Gießversuche mit der eutektischen Zusammensetzung von 45 mol% NaCl und 55 mol% Na₂CO₃ durchgeführt. Folgende Prozessparameter wurden verwendet:

Tabelle 15: Prozessparameter der Versuchsdurchführung mit der eutektischen Zusammensetzung

Prozessparameter	Wert
Temperatur der Schmelze	650°C
Temperatur der Form	230°C
Geschwindigkeit des Gießkolbens 1. Phase	0,3 m/s
Geschwindigkeit des Gießkolbens 2. Phase	1,0 m/s
Spezifischer Gießdruck	480 bar
Abkühlzeit im Druckgießwerkzeug	120 s

Die Schmelztemperatur konnte durch Verwendung der eutektischen Zusammensetzung von 700°C auf 650°C gesenkt werden. Dies führte zu einer Verkürzung der Abkühlzeit im Werkzeug. Die Abkühlzeit war unter Verwendung der eutektischen Zusammensetzung 65s kürzer, was zu einer höheren Produktionsrate führt. Auch das Defektvolumen im Kern ist unterschiedlich. Die 3D-Computertomographie zeigt, dass die Bildung von Rissen bei Verwendung der eutektischen im Vergleich zur untereutektischen Zusammensetzung geringer ist (Abbildung 93).



Abbildung 93: Vergleich des Defektvolumens eines untereutektischen Salzkerns (links) mit einem eutektischen Salzkern (rechts)

Im Zentrum der gegossenen Kerne aus der eutektischen Salzzusammensetzung entstand eine größere Schwindungsporosität. Dies ist aber für den Umgießprozess mit Aluminium nicht kritisch, da die Oberfläche des Salzkerns durch eine dichte und stabile Randschale geschlossen ist.

Das Röntgenbild der untereutektischen Zusammensetzung auf der linken Seite von Abbildung 94 zeigt die Bildung von Rissen an der Oberfläche des Kerns. Im Vergleich zum Röntgenbild der eutektischen Zusammensetzung (Abbildung 94 rechts) konnte die Anzahl der oberflächennahen Risse bei ähnlichen Prozessparametern reduziert werden.



Abbildung 94: Röntgenaufnahme aus der Teilungsebene einer untereutektischen Zusammensetzung (links) und einer eutektischen Zusammensetzung (rechts)

Die geometrischen Abweichungen zur Zielgeometrie waren unter Verwendung der eutektischen Zusammensetzung geringer. Mit der eutektischen Salzzusammensetzung wurden weitere 50 Kerne mit folgenden Prozessparametern hergestellt. Dabei wurden die zuvor definierten Prozessparameter für eine rissfreie Herstellung von Salzkernen (Tabelle 14) verwendet. Lediglich die Schmelztemperatur wurde aufgrund des niedrigeren Schmelzpunktes reduziert. Somit kann der Einfluss der Salzzusammensetzungen auf die Maßhaltigkeit untersucht werden.

Ein Vergleich der Salzzusammensetzungen in Abbildung 95 und Abbildung 96 zeigt die Maßabweichungen der Salzkerne unterschiedlicher Salzzusammensetzungen bei gleichen Prozessparametern. Die maximale Abweichung von der Zielgeometrie unter Verwendung der eutektischen Zusammensetzung in der Länge betrug 0,9mm und in der Breite 0,5mm. Abbildung 95 zeigt die gemessene Länge und Abbildung 96 die gemessene Breite der Salzkerne. Dabei verzeichnet

blau die eutektische Salzzusammensetzung und rot die untereutektische Salzzusammensetzung.

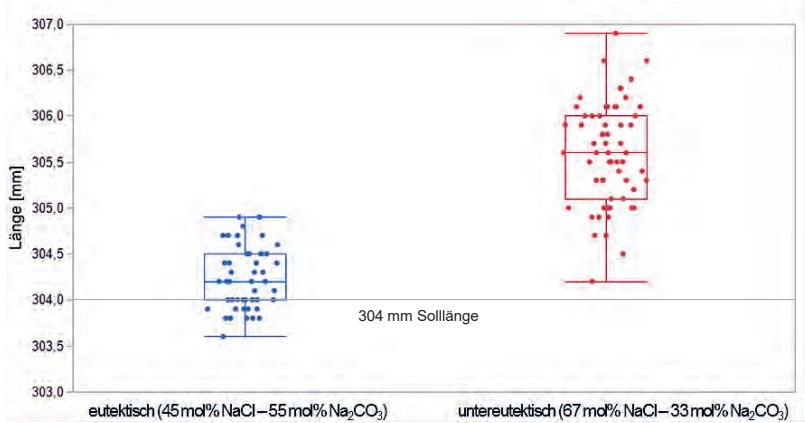


Abbildung 95: Vergleich der Abweichungen in der Länge der verschiedenen Salzsysteme

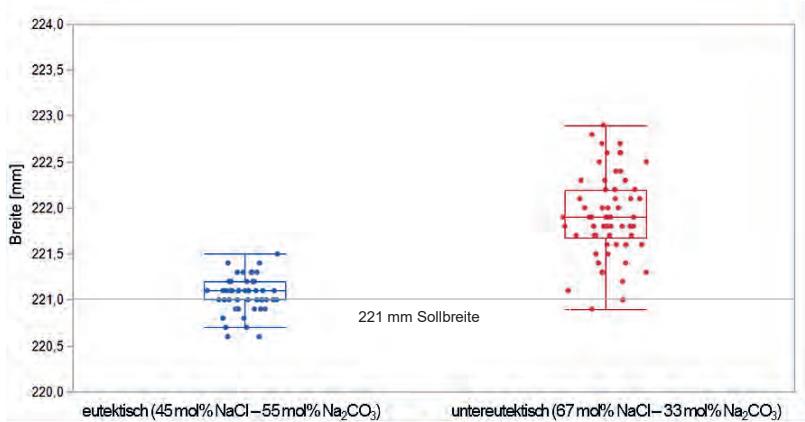


Abbildung 96: Vergleich der Abweichungen in der Breite der verschiedenen Salzsysteme

Durch die Umstellung der Salzzusammensetzung konnten die Salzkerne für den Umgießprozess im Druckguss verwendet werden.

4.4 Herstellung hohler Aluminiumstrukturbauenteile unter Verwendung von Salzkernen im Druckguss

Für den Einsatz von Salzkernen im Druckguss wurde ein Druckgießwerkzeug konzipiert. Zur Kosteneinsparung wurde ein Einsatz für den selben Werkzeugrahmen hergestellt der zum Gießen der Salzkerne verwendet wurde. Abbildung 97 zeigt die Auswerferseite auf der linken Seite und die Eingießseite des Druckgießwerkzeugs auf der rechten Seite.



Abbildung 97: Druckgießwerkzeug für den Umgießprozess der Salzkerne

Die Fixierung und Lagerung der Salzkerne erfolgte mit der auf der Oberfläche eingebrochenen Rillenstruktur.



Abbildung 98: Rillenstruktur an der Oberfläche der Kernlager im Umgusswerkzeug zur Fixierung der Salzkerne während des Umgießprozesses

Die Passungstoleranz zwischen Salzkern und Umgießwerkzeug im Kernlager betrug 0,1mm. Dies war ausreichend, um Salzkerne mit der richtigen Maßtoleranz zu fixieren. Eine vergrößerte Passungstoleranz würde während des Umgießprozesses zu einer Bewegung des Salzkerns führen. Das Umgießwerkzeug ist ebenfalls für eine Vakuumapplikation ausgelegt.

Erste Gießversuche wurden mit einer AlSi10MnMg Aluminiumlegierung mit folgenden Prozessparametern durchgeführt:

Tabelle 16: Prozessparameter der Umgießversuche

Prozessparameter	Wert
Temperatur der Schmelze	700°C
Temperatur der Form	170°C
Geschwindigkeit der Schmelze in der 2. Phase	45m/s
Spezifischer Gießdruck	800bar

Abbildung 99 zeigt den bei Raumtemperatur eingelegten Salzkern auf der linken Seite und das Gussteil auf der rechten Seite.



Abbildung 99: Eingelegter Salzkern im Druckgießwerkzeug auf der linken Seite und Umgussteil auf der rechten Seite

Nach dem Ausspülen des Salzkerns aus dem Gussteil wurde eine Variation der Wanddicke des Umgussteils sichtbar. Die Fixierung des Salzkerns war aufgrund der hohen Belastung während des Umgießprozesses nicht ausreichend. Dies führte zu einer Variation der Wanddicke des Aluminiumgussteils wie in Abbildung 100 dargestellt, da sich der Salzkern während des Umgießens bewegen konnte und letztendlich zerbrach.



Abbildung 100: Unterschiedliche Wanddicken im Aluminiumgussteil

Die entworfenen Kernmarken des Salzkerns reichten nicht aus, um den Kern in alle Richtungen zu fixieren. Daher wurde eine dritte Kernmarke auf der Rückseite integriert, um den Salzkern zu fixieren.

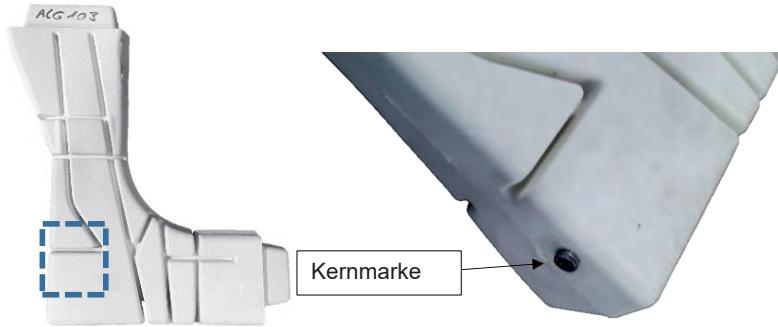


Abbildung 101: Kernmarke aus Stahl auf der Rückseite des Salzkerns

Diese zusätzliche Kernmarke verhinderte ein Verschieben des Salzkerns beim Umgießen mit Aluminium und es konnte eine konstante Wanddicke von 3mm realisiert werden. Abbildung 102 zeigt das Aluminiumgussteil mit konstanter Wanddicke und der Kernmarke auf der Rückseite des Gussteils.



Abbildung 102: Aluminiumdruckgussbauteil mit Geometrie der Kernmarke als Bohrung auf der Rückseite

Nach dem Umgießen des Salzkerns war eine Qualitätsprüfung der Gussteile erforderlich, um den Einfluss des Salzkerns auf die Gussteilqualität zu untersuchen. Ein Blistertest der Aluminiumgussteile bei 535°C für 60min zeigte deutliche Blasenbildung auf der Oberfläche. Eine Analyse mit der 3D-Computertomographie zeigte ebenfalls eine hohe Porosität im Inneren der Gussteile.

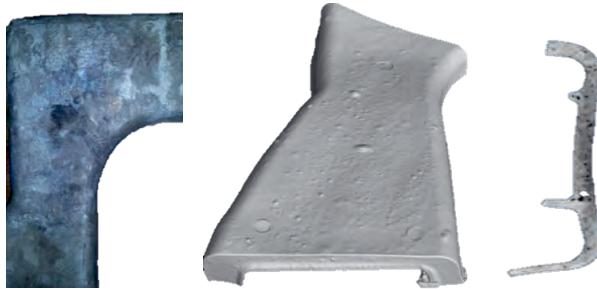


Abbildung 103: Blasenbildung nach dem Blistertest an der Oberfläche des gegossenen Aluminiumteils auf der linken Seite und Analyse der Porosität nach dem Blistertest mittels 3D-Computertomographie auf der rechten Seite

Zur Analyse der Gasporosität wurde das ausströmende Gas des Salzkerns während des Erhitzen von Raumtemperatur auf Liquidustemperatur analysiert. Mögliche ausströmende Gase sind CO₂ als Zersetzung von Na₂CO₃ oder Wasserdampf durch die Aufnahme von Feuchtigkeit des Salzkerns durch Luftfeuchtigkeit. Durch Erhitzen einer Salzprobe, die Teil eines gelagerten Salzkerns war, strömte das austretende Gas durch flüssiges BaHO₂. Im Falle von CO₂ würde sich die Farbe als chemische Reaktion von CO₂ und BaHO₂ zu BaCO₃ von klar

zu weiß ändern. Bei Austreten von Wasserdampf erfolgt keine Verfärbung des Gases [69].

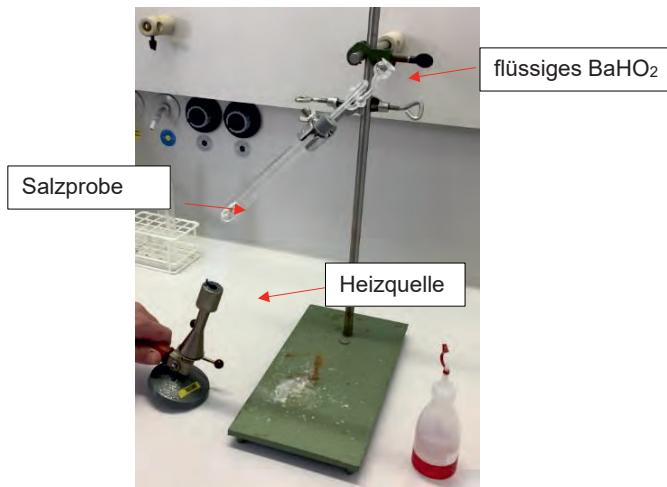


Abbildung 104: Versuchsaufbau zur Analyse des ausströmenden Gases

Die Analyse ergab einen Gasfluss ohne Änderung der Farbe von BaHO₂. So wurde nachgewiesen, dass das freigesetzte Gas Wasserdampf war. Um dies zu bestätigen, wurden weitere Untersuchungen mit Proben die in 20 Stunden bei 110°C getrocknet wurden durchgeführt. Diese Untersuchungen ergaben, dass während des Erhitzen der Salzprobe kein Gasstrom auftrat. Zur Quantifizierung des Feuchtigkeitsgehaltes wurden die Salzproben vor und nach dem Trocknungsprozess gewogen. Um eine erneute Feuchtigkeitsaufnahme vor dem Wiegen zu verhindern, kühlten die Salzproben in einem Exsikkator auf Raumtemperatur ab. Durch den Trocknungsvorgang der gelagerten Salzkerne entstand ein Gewichtsverlust von 0,41%. Dieser Gewichtsverlust würde bei einem Salzkern mit 3000 g Gewicht eine Menge von 12 g eingelagertem Wasser bedeuten was zu 19 Litern Wasserdampfvolumen führt, dass sich während des Umgießens mit Aluminium zumindest teilweise freisetzen könnte.

Daher müssen die Salzkerne vor dem Umgießen mit Aluminium getrocknet werden, da das Salzmaterial hygroskopisch ist und die Luftfeuchtigkeit während der

Lagerung aufnimmt. Ein Vergleich der Analyse mit der 3D-Computertomographie des Umgussbauteils mit getrocknetem Salzkern und des Umgussbauteils mit nicht getrocknetem Salzkern ergab, dass die Gasporosität durch Trocknung der Salzkerne deutlich reduziert wurde.

Die Auswertung der Umgießversuche mit getrockneten Salzkernen zeigten weitere Gussfehler. Dabei wurden 40 Salzkerne umgossen. Die Salzkerne wurden durch oberflächennahe Defekte oder durch Kernversagen durch Bruch mit Aluminium infiltriert. Dadurch entstehen Materialanhäufungen im Inneren der Aluminiumgussteile, welche die Porosität der Salzkerne abbilden. Dies ist in Abbildung 105 dargestellt.

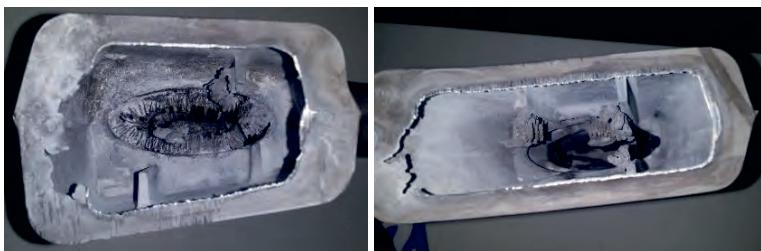


Abbildung 105: Infiltrationen des Salzkerns mit Aluminium an verschiedenen Positionen

Die Analyse der Infiltrationen und gebrochenen Salzkerne erfolgte durch Aufteilung der Gussteile bzw. Salzkerne in unterschiedliche Bereiche, um die Defekte besser lokalisieren zu können. Schematisch ist dies in Abbildung 106 dargestellt. Auffällig ist, dass der Salzkern im Bereich (4) an der Ringrippe am häufigsten durch Kernbruch versagte. Ursache hierfür könnten Maßabweichungen sein, die beim Schließen der Form einen Bruch verursachen, wie bereits beschrieben. Die meisten Infiltrationen konnten im Bereich (6) an der Ringrippe festgestellt werden. Dies ist ein Hinweis darauf, dass Ringrippenstrukturen für Salzkerne im Druckguss kritisch sind, da bei der Herstellung der Salzkerne die Erstarrungszeiten aufgrund der sprunghaften Querschnittsänderungen unterschiedlich sind, was durch thermische Spannungen zu einer feinen Rissbildung im Ringrippenbereich führen kann. Auch Bereich (7) und Bereich (5) sind für den Umgussprozess ebenfalls kritisch.

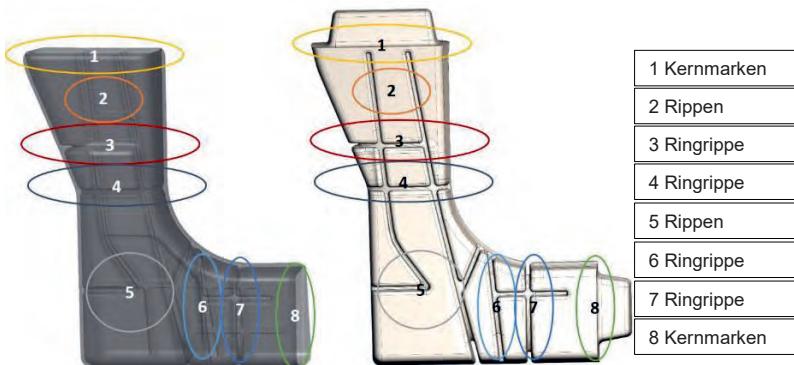


Abbildung 106: Auswertung der verschiedenen Defektbereiche der Aluminiumgussteile

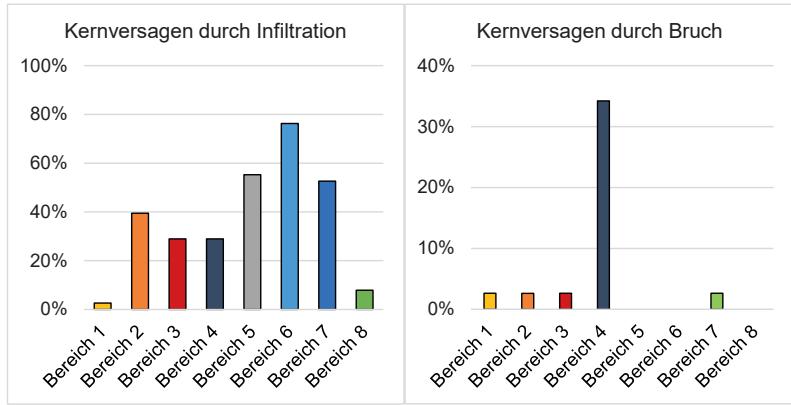


Abbildung 107: Auswertung des Kernversagens durch Bruch oder Infiltration

Abbildung 108 zeigt verschiedene Fehlerbereiche der 3D-Computertomographieanalyse von vier Aluminiumdruckgussbauteilen. Die Auswertung weiterer 3D-Computertomographieanalysen ist im Anhang dargestellt.

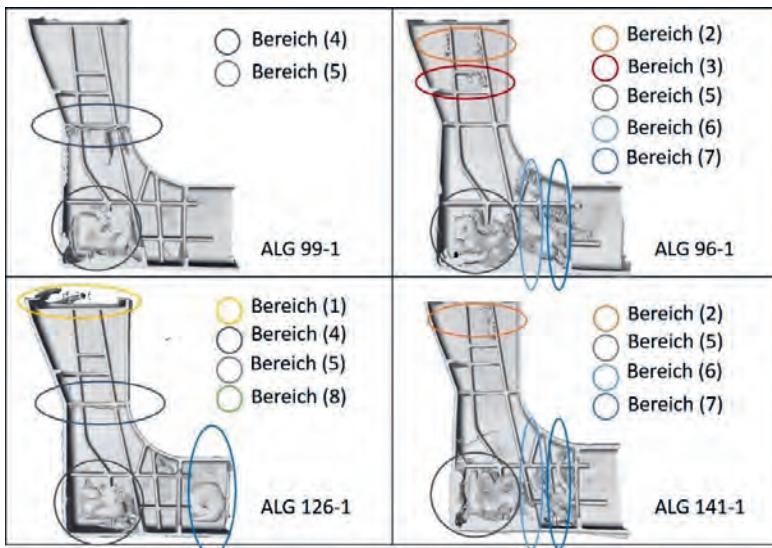


Abbildung 108: Verschiedene Defektbereiche der 3D-Computertomographieanalyse

Speziell in den Bereichen fünf und sechs treten vermehrt Infiltrationen auf. Das infiltrierte Volumen in diesen Bereichen ist sehr hoch. Durch oberflächennahe Risse dringt die Aluminiumschmelze in den Salzkern ein und füllt die vorhandene Porosität aus. Die Bereiche fünf und sechs weisen große Volumendefizite im Salzkern auf. Ursache hierfür ist die Geometrie des Salzkerns. Durch den größten Querschnitt im Salzkern weisen diese Bereiche die längste Erstarrungszeit auf was zu Schwindungsporosität aufgrund fehlender Nachspeisung führt. Die Verwendung der eutektischen Salzzusammensetzung zeigte keine Reduzierung der Schwindungsporosität in den Bereichen fünf und sechs. Die Analyse zeigt die Infiltrationsbereiche der Umgussbauteile Abbildung 109.

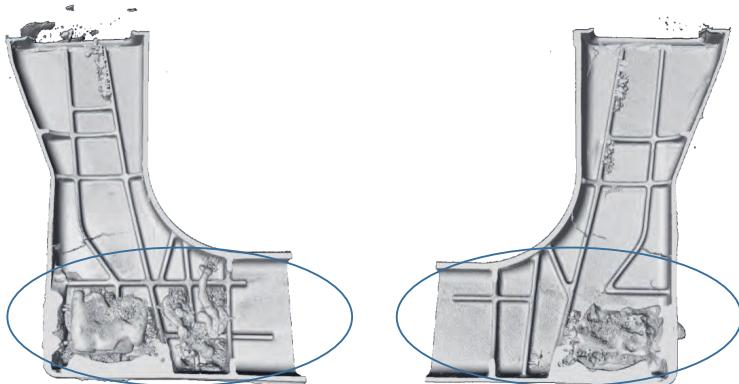


Abbildung 109: 3D-Computertomographieanalyse eines Umgussbauteils mit Infiltration der Bereiche fünf und sechs

Um diese Infiltrationen zu beseitigen oder zu reduzieren, waren Änderungen des Angussystems des Umgusswerkzeuges notwendig. Durch Erhöhen der Dicke des Angussystems und damit der Querschnittsfläche wird auch die Fließgeschwindigkeit der Schmelze während des Gießprozesses verringert. Dies führt zu einer geringeren Belastung des Salzkerns während des Umgießprozesses. Die Dicke des Angussystems wurde von 1,8mm auf 2,8mm erhöht. Die Geschwindigkeit der Schmelze bei der gleichen Kolbengeschwindigkeit von 3,0m/s beträgt nun 25m/s anstelle von 45m/s. Mit diesen Änderungen und einer weiteren Verringerung der Kolbengeschwindigkeit auf 2,5m/s und einer damit verbundenen Geschwindigkeit der Schmelze im Angussystem von 20m/s konnte ein defektfreies Umgussbauteil ohne Infiltrationen hergestellt werden, wie Abbildung 110 zeigt.



Abbildung 110: Defektfreies Aluminiumgussbauteil das im Druckguss hergestellt wurde

Die Analyse mit 3D-Computertomographie (Abbildung 111) zeigte keine Infiltrationen des Salzkerns mit Aluminium und eine gute Oberfläche im Inneren des hohen Aluminiumdruckgussbauteils.



Abbildung 111: Analyse eines defektfreien Aluminiumdruckgussbauteils mittels 3D-Computertomographie

Durch die Änderung der Anschnittgeometrie und somit der Strömungsgeschwindigkeit der Schmelze im Umgusswerkzeug konnten defektfreie hohle Aluminium-

druckgussbauteile hergestellt werden. Um die Effektivität zu erhöhen und Auschluss zu reduzieren, wurde versucht die Qualität der Salzkerne zu verbessern. Die Umgussversuche zeigten, dass das Defektvolumen der Salzkerne signifikanten Einfluss auf das Umgussergebnis nimmt.

Die Reduzierung des Defektvolumens könnte durch eine bessere Nachverdichtung der Salzkerne erfolgen. Um die Nachverdichtung der Salzkerne zu verbessern und die Ausbildung von Rissen und Porosität zu reduzieren, wurde das Angussystem optimiert. Die Optimierung beinhaltete das Vertiefen des Gießlaufs und der Anschnitte von 2mm auf 10mm. Diese Vertiefung erhöht das Risiko der Infiltration des Salzkerns mit Aluminiumschmelze an dieser Stelle nachdem das Gießsystem abgerennt wurde. Daher wurde das Gießsystem auf die Kernmarken gelegt, welche nicht im Kontakt mit Aluminiumschmelze während des Umgießvorgangs stehen. Abbildung 112 zeigt das CAD-Modell der verschiedenen Anschnittssysteme. Die rechte Seite zeigt das optimierte Anschnittssystem mit der Anschnittdicke von 10mm.

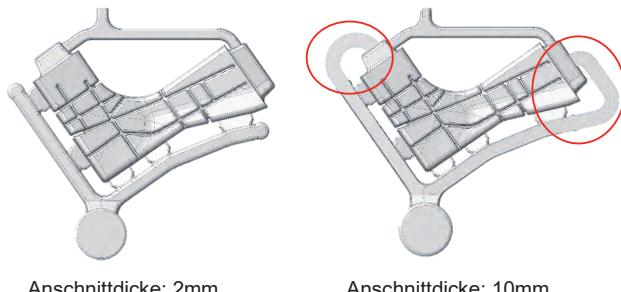


Abbildung 112: CAD-Modell der verschiedenen Anschnittssysteme

In der Erstarrungssimulation wird deutlich, dass der dicke Anschnitt eine wesentlich längere Erstarrungszeit aufweist. Die Erstarrungszeit des Angussystems bei 2mm Tiefe liegt lediglich bei sechs Sekunden. Dadurch wird das Nachspeisen der Salzkerne behindert. Im Vergleich dazu beträgt die Erstarrungszeit des Angussystems bei 10mm Tiefe 21 Sekunden. Dadurch kann der Salzkern länger mit Schmelze durch den während der Erstarrung und Abkühlung wirkenden Nachdruck gespeist und das Defektvolumen verringert werden.

Abbildung 113 zeigt die Erstarrungssimulation zu 6 s und 21 s der unterschiedlichen Anschnittssysteme.

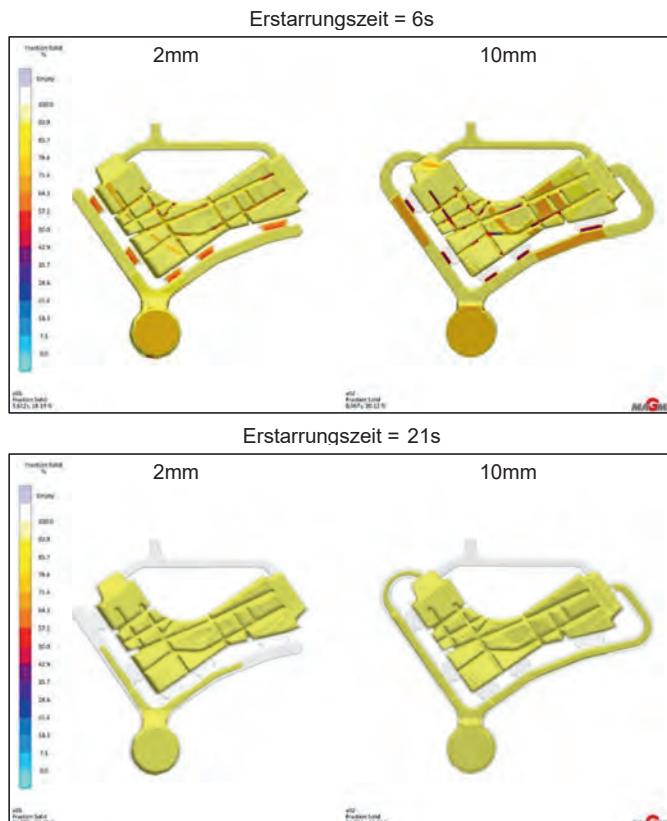


Abbildung 113: Vergleich der Erstarrungsverläufe durch die Erstarrungssimulation zum Zeitpunkt 6s und 21s der unterschiedlichen Anschnittssysteme

Mithilfe der 3D-Computertomographie kann das Defektvolumen der Salzkerne bestimmt werden. Dabei wird anhand der Grauwertunterschiede des Materials- und Defektvolumens das Verhältnis zueinander bestimmt. Dadurch kann gegenübergestellt werden, welchen Einfluss das Anschnittssystem auf das Defektvolumen nimmt. Salzkerne wurden analysiert, die mit den gleichen Gießparametern und gleicher Salzzusammensetzung hergestellt wurden.

Eine Schnittansicht der 3D-Computertomographieanalyse in der Teilungsebene des Salzkerns zeigt das unterschiedlichen Defektvolumen, Abbildung 114.

Anschnittsystem	2mm	2mm	10mm
Salzsystem	eutektisch	eutektisch	eutektisch
Defektvolumen [%]	13,28	7,91	4,72
Schmelztemperatur [°C]	650	650	650
Werkzeugtemperatur [°C]	200	230	230
Spezifischer Gießdruck [bar]	400	400	400
Geschwindigkeit Gießkolben [m/s]	0,5	1,0	1,0

Abbildung 114: Analyse des Defektvolumens der unterschiedlichen Anschnittsysteme mittels 3D-Computertomographie

Das Defektvolumen konnte durch die Optimierung des Anschnittsystems deutlich reduziert werden. Salzkerne mit einer Anschnittdicke von 2mm weisen ein Defektvolumen von ca. 8% auf. Im Gegensatz dazu weisen Salzkerne mit einer Anschnittdicke von 10mm ca. 5% auf. Um die weiteren Einflussfaktoren auf das Defektvolumen zu untersuchen wurde ein teilstochiometrischer 2⁴ Versuchsplan mit Variation der vier Faktoren Schmelztemperatur, Werkzeugtemperatur, Spezifischer Gießdruck und Geschwindigkeit des Gießkolbens definiert. Die Wechselwirkungen zwischen kombinierten Nebenfaktoren werden vermengt [56]. Generell bedeutet dies, dass der Einfluss der kombinierten Faktoren und die Wechselwirkungen auf die Zielgröße nicht einzeln dargestellt werden kann. Als Faktoren niedrigerer Ordnung wurden der spezifische Gießdruck und die Geschwindigkeit des Gießkolbens definiert. Aus vorausgegangenen Versuchen ist bekannt, dass die Temperaturen beim Druckgießen von Salzkernen die signifikanten Einflussfaktoren darstellen. Durch den reduzierten Versuchsumfang entstehen acht mögliche Faktorkombinationen. Diese werden mit je fünf Wiederholungen durchgeführt,

was zu 40 Einzelversuchen führt. Die Auswertung des Defektvolumens erfolgte mittels 3D-Computertomographie. Die Messung mittels 3D-Computertomographie stellt jedoch einen erheblichen Aufwand dar, sodass die Auswertung lediglich die mittleren 3 aus 5 Wiederholungen umfasste. In Tabelle 17 sind die Faktoren und die Stufen des Versuchsplans dargestellt.

Tabelle 17: Darstellung der 4 Faktoren und 2 Stufen des 24 teilst faktoriellen Versuchsplans

Faktoren	Stufen	
Schmelztemperatur [Ts]	650°C	700°C
Werkzeugtemperatur [Tw]	150°C	300°C
Spezifischer Gießdruck [P _{eff}]	400 bar	800 bar
Geschwindigkeit des Gießkolbens [v _{Kolben}]	0,5 m/s	2,5 m/s

Durch die Kombination einzelner Faktoren und Stufen entsteht ein Versuchsplan aus 8 möglichen Faktorstufenkombinationen wie in Tabelle 18 dargestellt.

Tabelle 18: 24 teilst faktorieller Versuchsplan mit 8 möglichen Faktorstufenkombinationen

Set	1	2	3	4	5	6	7	8
T _s [°C]	650	650	650	650	700	700	700	700
T _w [°C]	150	150	300	300	150	150	300	300
P _{eff} [bar]	400	800	400	800	400	800	400	800
v _{Kolben} [m/s]	0,5	2,5	2,5	0,5	2,5	0,5	0,5	2,5

Die Versuche wurden mit der eutektischen Salzzusammensetzung durchgeführt und die Kerne mit VP1 – VP40 bezeichnet. Die Auswertung des Defektvolumens lässt sich durch die Analyse mit der 3D-Computertomographie in verschiedene Kategorien unterteilen. Dabei kann zwischen Rissen und Poren anhand der Sphärität (Rundheit) unterschieden werden. Die Sphärität gibt das Verhältnis zwischen Volumen und Oberfläche im Vergleich zu einer Kugel wieder und wird daher im Zahlenbereich 0 bis 1 angegeben. Entspricht der Wert der Sphärität 1 so bedeutet dies, dass die geometrische Form kugelartig ist [70]. Durch dieses Kriterium, welches für jeden einzelnen Defekt ermittelt werden kann, ist es möglich das Defektvolumen in Risse und Poren aufzuteilen. Beispielhaft ist dies in Abbildung 115 dargestellt.

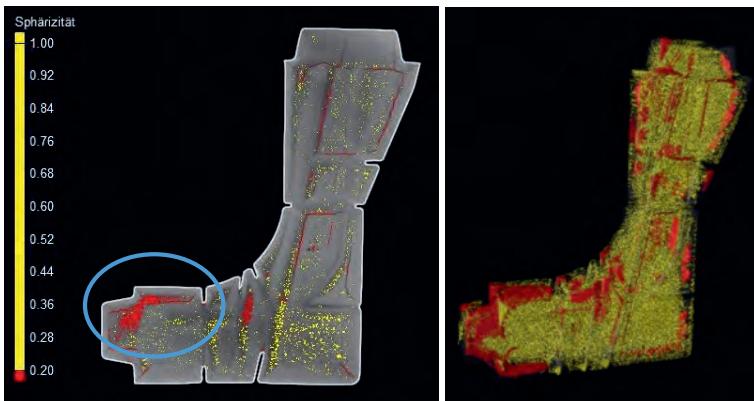


Abbildung 115: Darstellung des Defektvolumens welches anhand der Sphärizität Ψ in Rot für Risse ($\Psi < 0,2$) und Gelb für Poren ($\Psi > 0,2$) kategorisiert wurde

Visuell konnte eine Grenze zwischen Rissen und Poren der Sphärizität von 0,2 ermittelt werden. Ist die Sphärizität kleiner als 0,2 wird sie als Riss definiert, größer 0,2 als Pore. Das angegebene Defektvolumen jeder Kategorie wird allerdings durch zusammenhängende Poren und Risse verfälscht. Diese lassen sich nicht voneinander trennen und wird wie durch die blaue Markierung in Abbildung 115 in eine der beiden Kategorien eingeteilt. Des Weiteren lässt sich das Defektvolumen für bestimmte Bereiche analysieren. Für die Versagensursache wurde das Defektvolumen im Randbereich der Salzkerne als kritisch erachtet. Dabei wird in einem definierten Abstand zur Oberfläche des Salzkerns das Defektvolumen ausgewertet. Für die Analyse wurde ein senkrechter Kantenabstand zur Oberfläche von 5mm berücksichtigt. Liegt das Defektvolumen ganz oder auch nur zum Teil in diesem Kantenabstand wird es in der Auswertung berücksichtigt. Zusammenfassend wird das Defektvolumen in folgende Kategorien unterteilt:

- Defektvolumen Gesamt
- Rissvolumen
- Porenvolumen
- Defektvolumen im Randbereich bis 5mm Tiefe unter der Oberfläche

Die Ausgabe des Defektvolumens erfolgt im Verhältnis zum gesamten gemessenen Materialvolumen der Salzkerne in Prozent.

4.4.1 Ergebnisse der statistischen Versuchsauswertung

Zur Auswertung des 2^{4-1} teilstatistischen Versuchsplans wurde eine Korrelationsmatrix erstellt. Mithilfe des Korrelationskoeffizienten „r“ werden die linearen Zusammenhänge zwischen den Faktoren Schmelztemperatur, Werkzeugtemperatur, spezifischer Gießdruck und Kolbengeschwindigkeit und den Ergebnisgrößen gesamtes Defektvolumen, Porenvolumen, Rissvolumen und Defektvolumen im Randbereich ermittelt und in der Korrelationsmatrix dargestellt. Der Korrelationskoeffizient „r“ kann Werte von $r = -1$ bis $r = +1$ annehmen. Bei einem Wert von $+1$ besteht ein voller linearer Zusammenhang zwischen der Ergebnisgröße mit niedrigem Wert der Faktorgröße. Beispielhaft hierfür wäre die volle Korrelation zwischen einer niedrigen Schmelztemperatur und einem niedrigen Defektvolumen. Bei einem Wert des Korrelationskoeffizienten von -1 besteht ein voller linearer Zusammenhang zwischen der Ergebnisgröße mit einem hohen Wert der Faktorgröße. Beispielhaft hierfür wäre die volle Korrelation mit einer hohen Kolbengeschwindigkeit und einem niedrigen Defektvolumen. Der Wert 0 stellt dar, dass keine linearen Zusammenhänge bestehen [57]. Die Korrelationsmatrix, in Tabelle 19 dargestellt, umfasst alle Faktoren und Ergebnisgrößen. Dadurch können die linearen Zusammenhänge zwischen den Faktorgrößen und den Ergebnisgrößen analysiert werden.

Tabelle 19: Korrelationsmatrix zur Darstellung der linearen Zusammenhänge durch den Korrelationskoeffizienten

	Porenvolumen	Rissvolumen	Defektvolumen	Defektvolumen Randbereich
T_Schmelze	-0,3802	0,3804	0,2463	0,5836
T_Werkzeug	0,2761	-0,6695	-0,5042	-0,4271
P_effektiv	-0,2204	0,0602	-0,0767	0,3498
v_Kolben	0,1558	-0,1485	-0,0663	-0,8108

Die Korrelationsmatrix zeigt einen linearen Zusammenhang zwischen Rissvolumen und der Temperatur des Werkzeugs. Ebenso wird das gesamte Defektvolumen durch die Werkzeugtemperatur bestimmt. Das Defektvolumen im Randbereich ist stark von der Geschwindigkeit des Gießkolbens abhängig. Der Korrelationskoeffizient von 0,8108 zeigt eine starke Linearität an. Im Gegensatz hierzu

zeigt das Ergebnis „Porenvolumen“ keine linearen Abhängigkeiten. Es kann lediglich ein Korrelationskoeffizient von -0,3802 zwischen der Temperatur der Schmelze und dem Porenvolumen erzielt werden. Die unterschiedlichen Korrelationskoeffizienten werden in Abbildung 116 grafisch dargestellt.

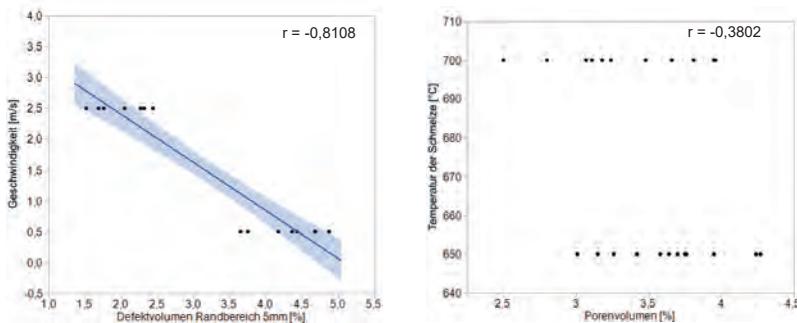


Abbildung 116: Darstellung der linearen Abhängigkeit der Kolbengeschwindigkeit auf das Defektvolumen (linke Seite) und der Temperatur der Schmelze auf das Porenvolumen (rechte Seite)

Das Porenvolumen in Abbildung 117 links (blau) dargestellt, wird nicht durch Wechselwirkungen der Prozessparameter Werkzeugtemperatur und Temperatur der Schmelze beeinflusst, welche die höchsten Korrelationskoeffizienten aufweisen.

Die Porosität im Inneren der Salzkerne kann somit nicht durch Prozessparameter verändert werden. Ausschließlich geometrische Veränderungen an Anschlittsystem oder Salzkerngeometrie könnten das Porenvolumen beeinflussen. Der Salzkern erstarrt unter Bildung einer Randschale, sodass der Einfluss von Temperaturen, Füllgeschwindigkeiten und Drücke auf das Porenvolumen im Inneren ausbleibt. Das Rissvolumen in Abbildung 117 rechts dargestellt hingegen wird maßgeblich durch die Temperatur des Druckgießwerkzeugs beeinflusst. Bei niedrigen Werkzeugtemperaturen entsteht ein hohes Rissvolumen. Es besteht eine Zweifaktorwechselwirkung zwischen der Temperatur der Schmelze, der Temperatur des Werkzeugs und des Ergebnisses Rissvolumen. Der lineare Zusammenhang zwischen Temperatur der Schmelze und dem Rissvolumen geht aus der Korrelationsmatrix mit einem Korrelationskoeffizient von 0,3804 (Tabelle 19) nicht hervor. Werden die Wechselwirkungen der Faktoren untereinander auf das Ergebnis

mittleres Rissvolumen in Abbildung 117 betrachtet, wird deutlich dass hohe Temperaturen der Schmelze in Verbindung mit einer niedrigen Temperatur des Werkzeugs das Rissvolumen deutlich ansteigen lassen.

Beste Ergebnisse wurden demnach bei hohen Werkzeugtemperaturen und niedrigen Schmelztemperaturen erzielt. Ursächlich hierfür ist möglicherweise die ungleiche Temperaturverteilung zwischen der Randzone und des Zentrums der Salzkerne bei zu großen Temperaturunterschieden. Bei niedrigen Werkzeugtemperaturen kühlt die Randzone des Kerns schneller ab, was zu Spannungen im Salzkern führen kann.

Gleiches gilt für die Temperatur der Schmelze. Bei hohen Temperaturen kühlt die Randzone ebenfalls schnell ab, aber im Zentrum der Kerne bleibt durch die isolierende Randschicht die Temperatur hoch, was ebenfalls zu Spannungen führen kann. Das mittlere Porenvolumen zeigt in der Korrelationsmatrix keine linearen Abhängigkeiten von den Prozessparametern. Auch die Analyse der Wechselwirkungen der Faktoren Temperatur des Werkzeugs und Temperatur der Schmelze zeigen nur einen sehr geringen Einfluss auf das Porenvolumen. Dies ist dadurch begründet, dass das bei der eutektischen Salzzusammensetzung fehlende Erstarrungsintervall die Nachspeisung durch den im Druckguss wirkenden Nachdruck verhindert. Die schneller erstarrende Randschicht isoliert die im Zentrum des Kerns noch flüssige Schmelze von dem wirkenden Nachdruck während der Erstarrung, sodass sich dort eine starke Schwindungsporosität ausbilden kann.

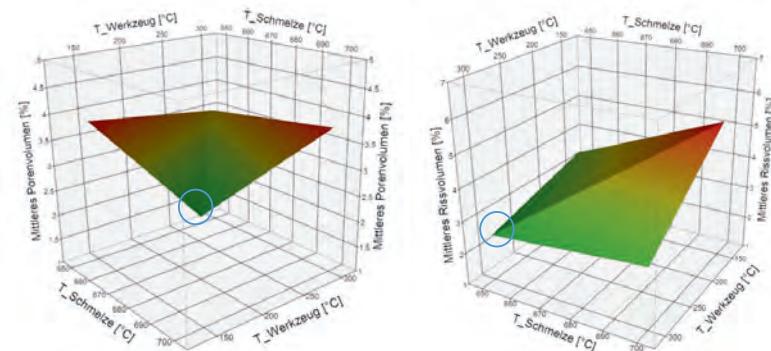


Abbildung 117: Darstellung der Wechselwirkungen der Faktoren Werkzeugtemperatur und Temperatur der Schmelze auf die Ergebnisgröße Porenvolumen auf der linken Seite und den Einfluss auf das Rissvolumen auf der rechten Seite

Das in Abbildung 118 dargestellte gesamte Defektvolumen, ist die Summe der Einzelergebnisse Porenvolumen und Rissvolumen. Das Rissvolumen bildet den maßgeblichen Anteil am gesamten Defektvolumen, weshalb auch die Wechselwirkungen der Faktoren Werkzeugtemperatur und Temperatur der Schmelze ebenfalls wie beim Rissvolumen den größten Einfluss auf das gesamte Defektvolumen bilden.

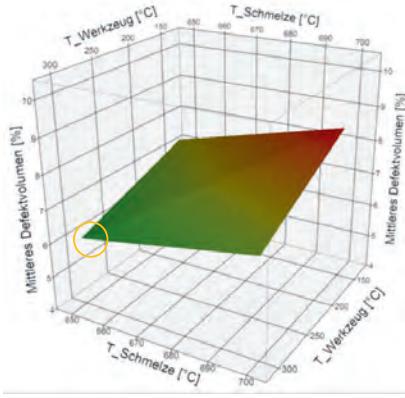


Abbildung 118: Darstellung der Wechselwirkungen der Faktoren Werkzeugtemperatur und Temperatur der Schmelze auf die Ergebnisgröße Defektvolumen

Das Defektvolumen im Randbereich in Abbildung 119 (linke Seite) dargestellt, wird mit einem Korrelationskoeffizienten von $r = -0,8108$ maßgeblich von der Ge-

schwindigkeit des Gießkolbens beeinflusst. Die Formfüllung mit hoher Kolbengeschwindigkeit erzielt ein niedriges Defektvolumen im Randbereich. Ursächlich hierfür ist wahrscheinlich die Reduzierung der vorerstarren Bereiche während der Formfüllung was auch die Nachverdichtung begünstigt, sodass eine kompakte und defektreduzierte Randschicht gegossen werden kann.

Gegensätzlich hierzu wirkt sich die Temperatur der Schmelze auf das Defektvolumen im Randbereich aus, wie in Abbildung 119 (rechte Seite) dargestellt. Bei höheren Schmelztemperaturen steigt das Defektvolumen im Randbereich, obwohl dies der Theorie von vorerstarren Bereichen widersprechen würde. Allerdings kann angenommen werden, dass ähnlich wie bei der Ergebnisgröße Rissvolumen eine hohe Schmelztemperatur die Rissbildung auch in der Randzone aufgrund der ungleichen Temperaturverteilung fördert.

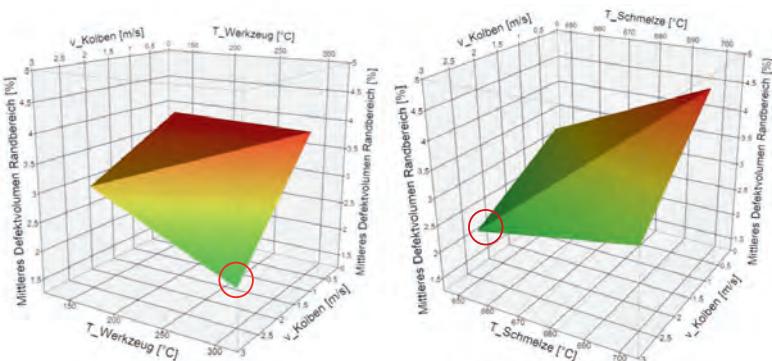


Abbildung 119: Darstellung der Wechselwirkungen der Faktoren Werkzeugtemperatur und Kolbengeschwindigkeit auf die Ergebnisgröße Defektvolumen im Randbereich auf der linken Seite und den Einfluss von Kolbengeschwindigkeit und Temperatur der Schmelze auf der rechten Seite

Die Ergebnisse der Versuchsauswertung zeigen, dass die Prozessparameter erheblichen Einfluss auf die Defekteigenschaften der Salzkerne haben. Ein Vergleich der Defekteigenschaften der Salzkerne, die mit unterschiedlichen Parameterstellungen hergestellt wurden, stellt dar, dass die Kombination der Prozessparameter in Setup drei die niedrigsten Defekteigenschaften erzielte. In Abbildung 120 sind die unterschiedlichen Parametersätze und den Einfluss auf das Defektvolumen dargestellt.

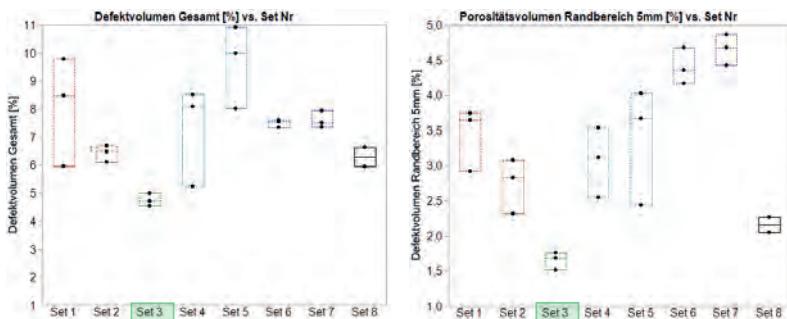


Abbildung 120: Vergleich des gesamten Defektvolumens unterschiedlicher Parametersätze auf der linken Seite und des Defektvolumens im Randbereich auf der rechten Seite

Das Parametersatz 3 zeigt das geringste Defektvolumen und das geringste Defektvolumen im Randbereich bei sehr geringer Streuung. Das mittlere gesamte Defektvolumen liegt bei 4,86% und das mittlere Defektvolumen im Randbereich bei 1,72%. In Abbildung 121 ist das Porenvolumen auf der linken Seite und das Rissvolumen auf der rechten Seite dargestellt.

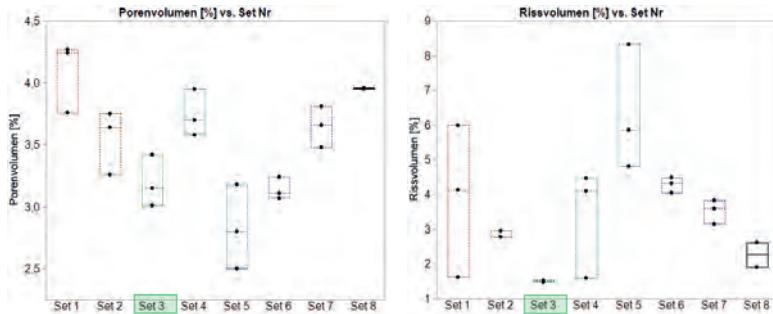


Abbildung 121: Vergleich des Porenvolumens unterschiedlicher Parametersätze auf der linken Seite und des Rissvolumens auf der rechten Seite

Der Porositätsanteil von Parametersatz 3 ist gegenüber den anderen Prozessparametereinstellungen mit einem mittleren Porenvolumen von 3,28% im Mittelfeld der gemessenen Defektvolumina. Allerdings wird das Porenvolumen nicht als kritischer Parameter für den Umgussprozess erachtet, da beispielsweise das Rissvolumen oder das Defektvolumen im Randbereich den Salzkern während des Umgießens im Hinblick auf Infiltrationen oder Kernbruch beeinflussen können.

Das Rissvolumen der gemessenen Salzkerne von Parameterset 3 zeigt den geringsten Anteil aller Prozessparametereinstellungen mit sehr geringer Streuung. Der Vergleich der Aufnahmen der 3D-Computertomographie, dargestellt in Abbildung 122, der Salzkerne die mit den Parametereinstellungen drei und fünf hergestellt wurden verdeutlichen auch visuell die Unterschiede des gesamten Defektvolumens. Aufgrund dieser Erkenntnisse wurden für spätere Umgussversuche weitere 40 Salzkerne mit den Prozessparametern aus Parameterset 3 hergestellt. Zusammengefasst sind diese in Tabelle 20.

Tabelle 20: Prozessparameter Set3

Prozessparameter	Wert
Temperatur der Schmelze	650°C
Temperatur der Form	300°C
Geschwindigkeit des Gießkolbens	2,5m/s
Spezifischer Gießdruck	400bar

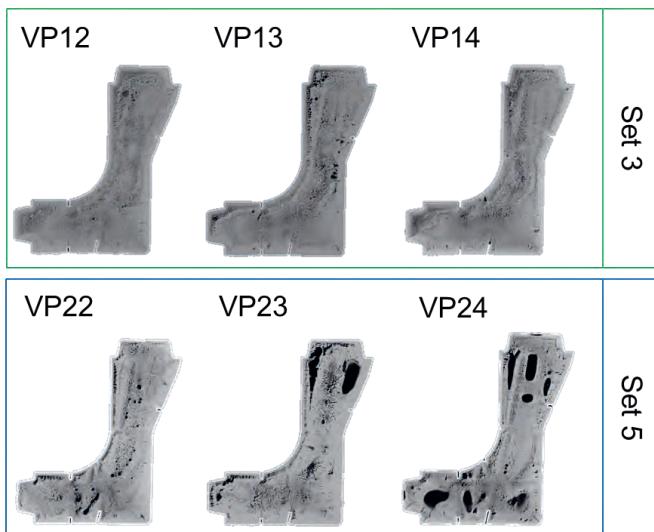


Abbildung 122: Vergleich von Aufnahmen der 3D-Computertomographie von Salzkernen die mit Parameterset drei (grün) und fünf (blau) hergestellt wurden. Bezeichnung der Salzkerne aus dem Versuchsplan mit VP1 – VP40

4.4.2 Herstellung und Auswertung von Salzkernen im Serienversuch

Die Herstellung von 40 Salzkernen für Umgussversuche erfolgte mit den Prozessparametern von Set 3. Für diese Gießversuche wurden alle Salzkerne mittels 3D-Computertomographie analysiert und die unterschiedlichen Defekteigenschaften ausgewertet. Die Defekteigenschaften wurden wie bei der Herstellung der Salzkerne im Versuchsplan in gesamtes Defektvolumen, Porenvolumen, Rissvolumen und Defektvolumen im Randbereich gegliedert. In Abbildung 123 ist die Verteilung des gesamten Defektvolumens über die Gießserie von 40 Salzkernen aufgetragen. Die Streuung des Prozesses nimmt mit fortlaufender Kernnummer ab. Das mittlere gesamte Defektvolumen der Gießserie beträgt 6,06% und liegt über dem mittleren gesamten Defektvolumen von 4,86% welches im Versuchsplan erzielt werden konnte, was auf die Streuung zu Prozessbeginn zurückzuführen ist.

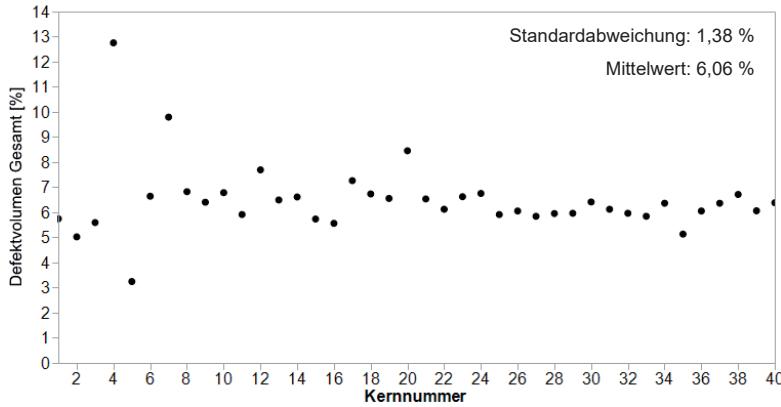


Abbildung 123: Auswertung des gesamten Defektvolumens der Gießserie

Das Porenvolumen der Gießserie ist in Abbildung 124 dargestellt. Im Vergleich zum gesamten Defektvolumen unterliegt dies nicht einer anfänglich großen Streuung, sondern verläuft über die Gießserie hinweg konstanter. Mit einem mittleren Porenvolumen von 3,05% in der Gießserie und einem mittleren Porenvolumen von 3,28% aus dem Versuchsplan stimmen die Ergebnisse überein.

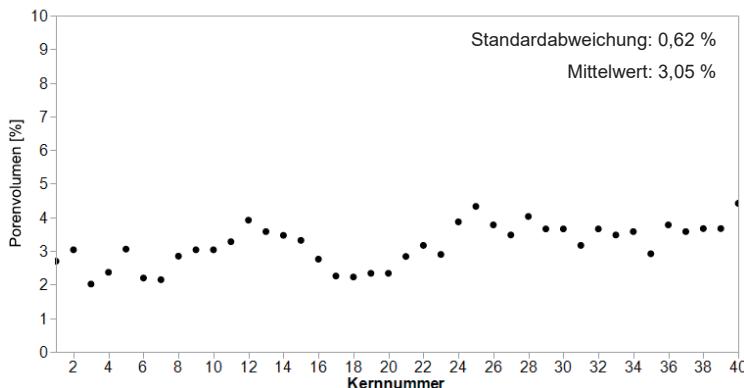


Abbildung 124: Auswertung des Porenvolumens der Gießserie

Das Rissvolumen der Gießserie ist in Abbildung 125 dargestellt. Auffällig hierbei ist die ebenfalls sehr große Streuung zu Beginn der Gießserie. Erst ab Kernnummer 25 stellt sich ein konstanter Verlauf des Rissvolumens ein. Da die Werkzeugtemperatur maßgeblichen Einfluss auf die Rissbildung nimmt, wird möglicherweise erst ab Kernnummer 25 ein stationärer Temperaturhaushalt in der Druckgießform erreicht. Mit einem mittleren Rissvolumen von 3,67% liegt dies deutlich über den Ergebnissen aus dem Versuchsplan von 1,51%, was auf die große Streuung zu Serienbeginn zurückzuführen ist.

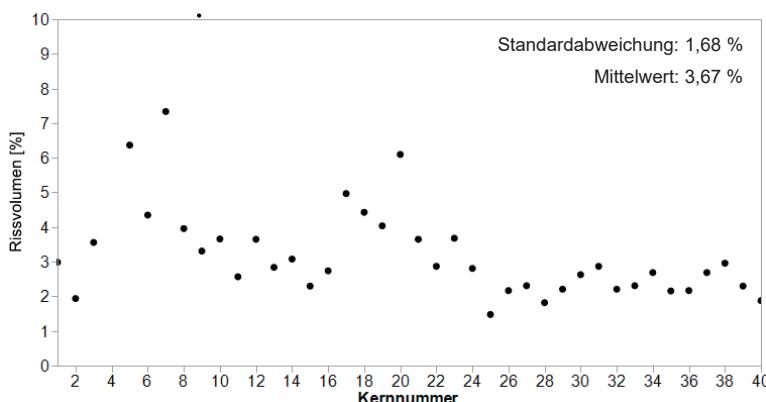


Abbildung 125: Auswertung des Rissvolumens der Gießserie

Das Porositätsvolumen im Randbereich ist in Abbildung 126 dargestellt und zeigt ebenfalls eine große Streuung zu Serienbeginn. Ebenso ist ab Kernnummer 25

eine deutliche Reduzierung der Streuung erkennbar. Dies ist dadurch begründet, dass das Defektvolumen im Randbereich Poren und Risse beinhaltet. Mit steigendem oder streuendem Rissvolumen wird auch das Defektvolumen im Randbereich beeinflusst. Das mittlere Defektvolumen im Randbereich beträgt 3,64% und ist im Vergleich zu 1,72% aus dem Versuchsplan deutlich höher.

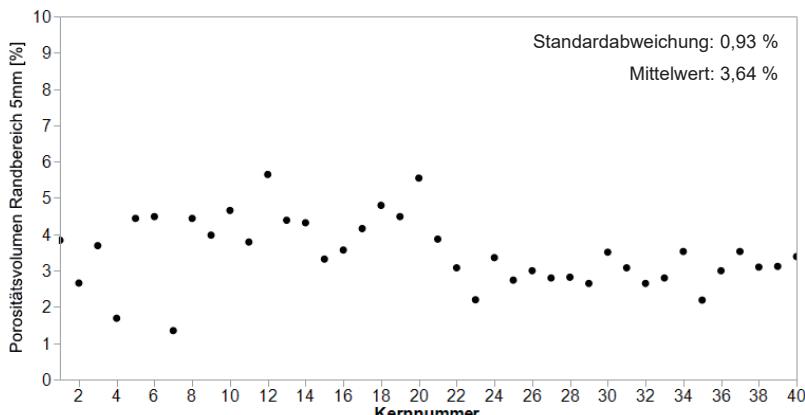


Abbildung 126: Auswertung des Defektvolumens im Randbereich der Gießserie

4.4.3 Ergebnisse der Umgussversuche der Salzkerne aus Versuchsplan und Serienversuch

Die Umgussversuche der Salzkerne wurden in zwei Kategorien unterteilt. Umgussversuche mit Salzkernen aus dem Versuchsplan und Umgussversuche mit den Salzkernen aus dem Serienversuch.

Umgussversuche mit Salzkernen aus dem Versuchsplan:

Die Salzkerne welche im Versuchsplan mit unterschiedlichen Prozessparametern hergestellt wurden und unterschiedliche Defekteigenschaften aufweisen, wurden mit gleichen Prozessparametern umgossen, um den Einfluss der unterschiedlichen Defekteigenschaften der Salzkerne auf den Umgießprozess darzustellen. Hierzu wurden folgende Prozessparameter definiert:

Tabelle 21: Prozessparameter für die Umgussversuche der Salzkerne aus dem Versuchspunkt

Prozessparameter	Wert
Legierung	AlSi9MgMn
Temperatur der Schmelze	700°C
Werkzeugtemperatur	170°C
Geschwindigkeit des Gießkolbens	2,0m/s
Geschwindigkeit der Schmelze	30m/s
Spezifischer Gießdruck	400bar

Die Ergebnisse der Umgussversuche sind in Tabelle 22 zusammengefasst. Dabei stellt „1“ in der Spalte Infiltration und Bruch ein Versagen und „0“ ein intakter Kern dar. Ebenso sind rot markierte Zeilen Kerne, die während des Umgießens versagten und grün markierte Zeilen Kerne, die erfolgreich umgossen werden konnten.

Die Auswertung zeigt, dass alle umgossenen Kerne von Parameterset 3 den Belastungen während des Druckgießprozesses standhielten. Vereinzelt konnten Kerne mit Parameterset 4 und 7 ohne Infiltrationen oder Brüche umgossen werden.

Tabelle 22: Ergebnisse der Umgussversuche mit Salzkernen aus dem Versuchsplan

Set	Nr.	Kerndefekte				Kernversagen		Gussteil
		Porenvolumen [%]	Rissvolumen [%]	Defektvolumen [%]	Porositätsvolumen Randbereich [%]	Infiltration	Bruch	i.O. n.i.O
1	VP2	3,76	5,99	9,79	3,65	1	1	n.i.O
1	VP3	4,27	4,13	8,49	3,75	0	1	n.i.O
1	VP4	4,24	1,62	5,97	2,92	1	0	n.i.O
2	VP7	3,26	2,78	6,12	2,83	1	0	n.i.O
2	VP8	3,64	2,78	6,49	3,08	1	1	n.i.O
2	VP9	3,75	2,95	6,7	2,32	0	1	n.i.O
3	VP12	3,42	1,51	5	1,76	0	0	i.O.
3	VP13	3,15	1,52	4,72	1,69	0	0	i.O.
3	VP14	3,01	1,48	4,55	1,52	0	0	i.O.
4	VP17	3,95	4,47	8,52	3,54	1	1	n.i.O
4	VP19	3,58	1,59	5,25	2,55	0	0	i.O.
4	VP20	3,7	4,1	8,1	3,12	1	0	n.i.O
5	VP22	3,18	4,81	8,02	4,03	0	1	n.i.O
5	VP23	2,5	8,33	10,92	2,44	1	0	n.i.O
5	VP24	2,8	5,86	9,99	3,67	1	1	n.i.O
6	VP27	3,24	4,05	7,36	4,17	0	1	n.i.O
6	VP28	3,07	4,49	7,61	4,68	1	1	n.i.O
6	VP30	3,11	4,32	7,55	4,36	0	1	n.i.O
7	VP32	3,81	3,59	7,51	4,68	0	0	i.O.
7	VP33	3,48	3,83	7,37	4,43	1	0	n.i.O
7	VP34	3,66	3,15	7,95	4,87	0	0	i.O.
8	VP36	3,96	1,91	5,95	2,05	0	1	n.i.O
8	VP37	3,95	2,62	6,65	2,27	1	0	n.i.O
8	VP38	3,85	2,54	5,98	2,17	0	1	n.i.O

Werden die Defekteigenschaften mit den Ergebnissen Bruch und Infiltration gegenübergestellt, ergibt sich die folgende Korrelationsmatrix in Tabelle 23.

Tabelle 23: Korrelationsmatrix mit Angabe des Korrelationskoeffizienten für die Defekteigenschaften und die Versagenskriterien

	Porenvolumen	Rissvolumen	Defektvolumen	Defektvolumen Randbereich	Infiltration	Bruch
Porenvolumen	1	-0,413	-0,1895	0,0305	-0,0286	0,0462
Rissvolumen	-0,413	1	0,9544	0,4499	0,401	0,3433
Defektvolumen Gesamt	-0,1895	0,9544	1	0,5315	0,4191	0,3626
Defektvolumen Randbereich	0,0305	0,4499	0,5315	1	0,0903	0,3186
Infiltration	-0,0286	0,401	0,4191	0,0903	1	-0,0455
Bruch	0,0462	0,3433	0,3626	0,3186	-0,0455	1

Aus der Korrelationsmatrix kann entnommen werden, dass keine direkten Zusammenhänge zwischen einem Versagen der Salzkerne durch Bruch oder Infiltration mit den Defekteigenschaften der Salzkerne zu erkennen sind. Dies wird ebenso deutlich durch die grafische Darstellung der Defekteigenschaften und Versagenskriterien. Die Abbildung 127 stellt das Versagen durch Infiltration (violett) und durch Bruch (rosa) in Abhängigkeit vom Porenvolumen (hellbraun), Rissvolumen (dunkelbraun), gesamten Defektvolumen (hellblau) und des Defektvolumens im Randbereich (dunkelblau) dar. Dabei gilt für den Wert 1= Bruch / Infiltration und 0= defektfrei.

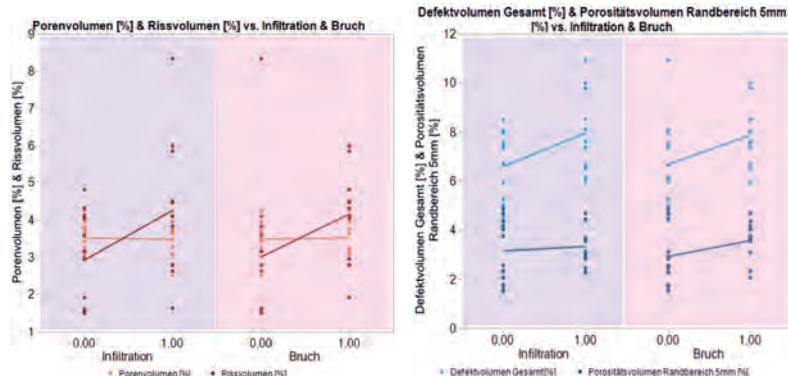


Abbildung 127: Darstellung der Abhängigkeiten zwischen den unterschiedlichen Defektvolumen und den Versagenskriterien Infiltration und Bruch

Werden die Versagenskriterien durch Bruch und Infiltration zusammengefasst und als defektfreie (i.O.) und defekte Gussteile (n.i.O.) definiert, ist eine Tendenz zur Abhängigkeit von dem Defektvolumen erkennbar.

Das gesamte Defektvolumen umfasst das Rissvolumen, Porositätsvolumen als auch das Porositätsvolumen im Randbereich. Dadurch kann ein Zusammenhang zwischen dem Defektvolumen und der zusammengefassten Versagenskriterien hergestellt werden und ein kritisches gesamtes Defektvolumen von 6% definiert werden. Dies ist in Abbildung 128 auf der linken Seite dargestellt. Allerdings konnten auch zwei Salzkerne mit erhöhtem Defektvolumen fehlerfrei umgossen werden.

Die Abhängigkeit des Rissvolumens zu defekten Gussteile (n.i.O.) und defektfreien Gussteilen (i.O.) kann nicht eindeutig dargestellt werden, da hierbei auch Infiltrationen durch oberflächennahe Poren bei der Auswertung der Gussteile berücksichtigt werden. Eine Trennung der Versagenskriterien durch oberflächennahe Poren und Rissbildung an der Oberfläche gestaltet sich schwierig. Daher kann kein eindeutiges kritisches Rissvolumen für das Versagen der Salzkerne im Druckgießprozess definiert werden.

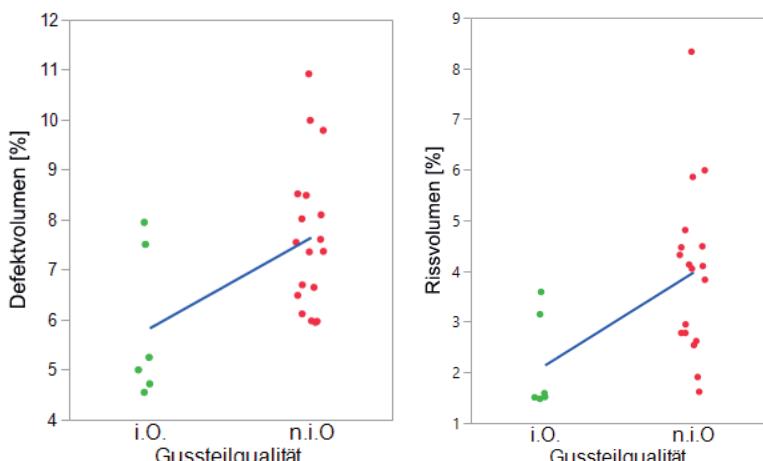


Abbildung 128: Darstellung von defektfreien (i.O.) und defekten (n.i.O.) Teilen in Abhängigkeit des gesamten Defektvolumens (links) und des Rissvolumens (rechts)

Das Defektvolumen im Randbereich, sowie das Porenvolumen zeigen keine Abhängigkeiten zu dem Versagen der Salzkerne während des Umgussprozesses. Möglicherweise wurde der Abstand zur Salzkernoberfläche von 5mm bei der Auswertung des Defektvolumens im Randbereich zu groß gewählt, sodass keine eindeutige Abgrenzung zu den übrigen Defekteigenschaften möglich ist.

4.4.4 Umgussversuche der Salzkerne aus dem Serienversuch

Die 40 Salzkerne aus dem Serienversuch (Set3) wurden mit unterschiedlichen Geschwindigkeiten der Schmelze im Anschnitt in drei Stufen umgossen, um im Gegensatz zu den Umgussversuchen aus dem Versuchsplan nicht das kritische Defektvolumen der Salzkerne zu ermitteln, sondern die kritische Geschwindigkeit der eintreffenden Aluminiumschmelze. Hierzu wurden Prozessparameter, wie in Tabelle 24 dargestellt, definiert:

Tabelle 24: Prozessparameter für die Umgussversuche der Salzkerne aus dem Serienversuch

Prozessparameter	Wert
Legierung	AlSi10MgMn
Temperatur der Schmelze	700°C
Werkzeugtemperatur	170°C
Geschwindigkeit der Schmelze	30m/s; 45m/s; 60m/s
Spezifischer Gießdruck	640bar
Wiederholungen	10 je Geschwindigkeitseinstellung

Für die Umgussversuche wurde die Reihenfolge der Salzkerne, in der sie umgossen wurden, randomisiert, um Trendeffekte bei der Herstellung der Salzkerne zu beseitigen. Die Tabelle 25 zeigt die mit den unterschiedlichen Geschwindigkeiten umgossenen Salzkerne, deren Defekteigenschaften und die Versagensursachen durch Bruch oder Infiltration.

Tabelle 25: Ergebnisse der Umgussversuche mit unterschiedlichen Geschwindigkeiten der Schmelze während der Formfüllung

Bezeichnung	Kernnummer	Geschwindigkeit [m/s]	Bruch	Infiltration	I.O. / n.I.O.
U1	K4	30	1	1	n.i.O.
U2	K10	30	1	0	n.i.O.
U3	K13	30	0	0	i.O.
U4	K16	30	1	1	n.i.O.
U5	K17	30	1	1	n.i.O.
U6	K18	30	0	0	i.O.
U7	K22	30	0	0	i.O.
U8	K25	30	0	0	i.O.
U9	K27	30	0	0	i.O.
U10	K30	30	0	0	i.O.
U11	K1	45	1	1	n.i.O.
U12	K5	45	0	0	i.O.
U13	K6	45	0	1	n.i.O.
U14	K9	45	0	0	i.O.
U15	K11	45	1	1	n.i.O.
U16	K14	45	1	0	n.i.O.
U17	K20	45	1	1	n.i.O.
U18	K23	45	1	1	n.i.O.
U19	K26	45	1	0	n.i.O.
U20	K29	45	0	0	i.O.
U21	K2	60	1	1	n.i.O.
U22	K3	60	1	1	n.i.O.
U23	K7	60	1	0	n.i.O.
U24	K8	60	1	0	n.i.O.
U25	K12	60	1	1	n.i.O.
U26	K15	60	1	0	n.i.O.
U27	K19	60	1	0	n.i.O.
U28	K21	60	1	1	n.i.O.
U29	K24	60	1	0	n.i.O.
U30	K28	60	1	1	n.i.O.

Die Umgussversuche zeigten, dass bei einer Geschwindigkeit von 30 m/s sechs von zehn Salzkerne fehlerfrei umgossen werden konnten. Mit steigender Geschwindigkeit nimmt die Versagenswahrscheinlichkeit der Salzkerne zu. Bei 60 m/s Geschwindigkeit der Schmelze im Anschnitt versagten alle Kerne durch Bruch und die Hälfte zusätzlich durch Infiltration. Die Kernbrüche traten überwiegend in einem Bereich der Kerne auf. Die Querschnittsverengung (Bereich 4 der vorherigen Auswertung) stellt den kritischen Bereich der Salzkerne dar. Die Belastungen der einströmenden Schmelze auf den Salzkern lassen sich durch eine statische Berechnung überschlagen. Hierzu wird nach Formel (4) die Geschwindigkeit der einströmenden Schmelze (v), die Querschnittsfläche des Anschnitts (A) sowie die Dichte der Aluminiumschmelze (ρ) zur Berechnung der Strömungskraft herangezogen [71]. Die Krafteinwirkung der Schmelze ist in Abbildung 129 schematisch dargestellt.

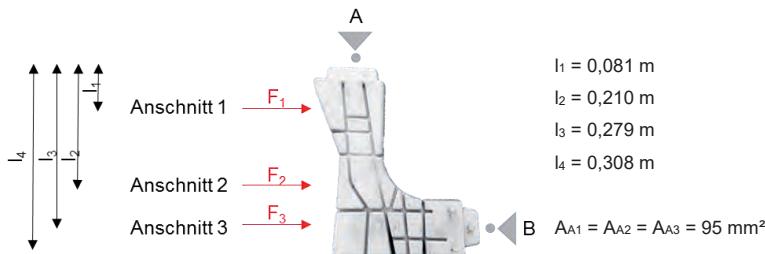


Abbildung 129: schematische Darstellung der Strömungskräfte während des Umgießprozesses

$$F_s = \rho * v^2 * A \quad (4)$$

$$F_s = 2.500 \frac{\text{kg}}{\text{m}^3} * \left(60 \frac{\text{m}}{\text{s}^2}\right)^2 * 9,5 * 10^{-5} \text{m}^2$$

$$F_s = 855 \text{ N}$$

F_s = Kraft der Schmelze [N]

ρ = Dichte flüssiges Aluminium [kg/m³]

A = Querschnittsfläche des Anschnitts [m²]

Aufgrund gleicher Querschnittsflächen der einzelnen Anschnitte ($A_{A1} = A_{A2} = A_{A3}$) sind die Kräfte F_1 , F_2 und F_3 , welche auf den Salzkern wirken, gleich groß. Der Salzkern ist an zwei Kernalgern im Druckgießwerkzeug fixiert. Schematisch ist dies durch die Lagerpunkte (A) und (B) in der Skizze dargestellt. An diesen Lagerpunkten treten als Reaktion der Krafteinwirkung Stützkräfte F_A und F_B auf.

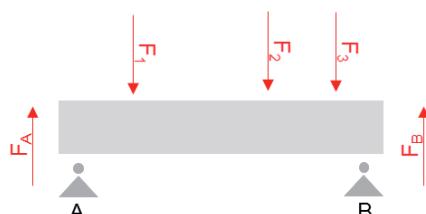


Abbildung 130: Krafteinwirkung der Schmelze (F_1 , F_2 und F_3) und reaktive Stützkräfte (F_A und F_B) im Kernalgern, die auf den Salzkern wirken

Durch das Momentengleichgewicht im Punkt A kann die Stützkraft F_B wie folgt berechnet werden [72].

$$\sum M(A) = 0 = -F_1 * l_1 - F_2 * l_2 - F_3 * l_3 + F_B * l_4$$

$$F_B = \frac{F_1 * l_1 + F_2 * l_2 + F_3 * l_3}{l_4}$$

$$F_B = \frac{855 N * 0,081 m + 855 N * 0,210 m + 855 N * 0,279 m}{0,308 m}$$

$$F_B = 1.582,30 N$$

Durch das Kräftegleichgewicht kann die Stützkraft F_A wie folgt berechnet werden [72].

$$\sum F(A) = 0 = F_A - F_1 - F_2 - F_3 + F_B$$

$$F_A = F_1 + F_2 + F_3 - F_B$$

$$F_A = 855 N + 855 N + 855 N - 1582,30 N$$

$$F_A = 982,7 N$$

Durch das Auftreffen der Aluminiumschmelze auf den Salzkern während des Umgießprozesses entsteht durch die wirkenden Kräfte ein Biegemoment. Zur Einordnung der Spannungen kann die resultierende Biegespannung im Salzkern als statischer Lastfall nach Formel (5) berechnet werden [73]. Die Höhe der auftretenden Biegespannungen ist dabei von dem Widerstandsmoment und somit auch vom Querschnitt des Salzkerns abhängig.

$$\sigma_b = \frac{M_{Bmax}}{W} \quad (5)$$

σ_b = Biegespannung [MPa]

M_{Bmax} = maximal auftretendes Biegemoment [Nmm]

W = Widerstandsmoment [mm³]

Das maximal auftretende Biegemoment kann anhand des Momentenverlaufs durch folgende Formel (6) [73] berechnet werden:

$$M_{bmax} = (F_A - F_1 - F_2) * (l_3 - l_2) - F_B * (l_4 - l_3) \quad (6)$$

$$M_{bmax} = (982,7N - 855N - 855N) * (279 \text{ mm} - 210 \text{ mm})$$

$$- 1582,30N * (308 \text{ mm} - 279 \text{ mm})$$

$$M_{bmax} = 96.070 \text{ Nmm}$$

Zur Bestimmung der Spannungen im Salzkern wird das axiale Widerstandsmoment benötigt, welches sich durch das Flächenträgheitsmoment und dem maximalen senkrechten Abstand der Randfaser zur neutralen Faser definiert (α_{max}) (Formel (7)) [74]. Aufgrund von Porosität im Zentrum der Salzkerne wird die Querschnittsfläche als Kreisring angenommen.

$$W = \frac{I}{\alpha_{max}} \quad (7)$$

$$W = \frac{\pi}{32} * \frac{D^4 - d^4}{D}$$

$$W = \frac{\pi}{32} * \frac{(37,5 \text{ mm})^4 - (10 \text{ mm})^4}{37,5 \text{ mm}}$$

$$W = 5.151 \text{ mm}^3$$

W = axiales Widerstandsmoment [mm^3]

I = Flächenträgheitsmoment [mm^4]

α_{max} = maximaler Abstand der Randfaser zur neutralen Faser [mm]

Die Biegespannung wird aus dem Verhältnis von maximalem Biegemoment und axialem Widerstandsmoment nach Formel 5 errechnet.

$$\sigma_b = \frac{M_{bmax}}{W} \quad (5)$$

$$\sigma_b = \frac{96.070 \text{ Nmm}}{5.151 \text{ mm}^3}$$

$$\sigma_b = 18,65 \text{ N/mm}^2$$

Bei einer Fließgeschwindigkeit der Schmelze von 60 m/s während des Umgießens eines Salzkerns wird durch das Auftreffen der Schmelze auf dem Salzkern eine Spannung von 18,65 MPa erzeugt. Die im Dreipunktbiegeversuch ermittelte Biegefestigkeit bei einer Salzzusammensetzung von 55 mol% NaCl und 45 mol% Na₂CO₃ beträgt 17 MPa. Somit wird die Biegefestigkeit der verwendeten Salzzusammensetzung überschritten. Die Berechnung der auftretenden Spannungen ermöglicht die Ermittlung einer kritischen Geschwindigkeit der Schmelze beim Auftreffen auf den Salzkern. Dadurch kann ein Kernversagen bei unterschiedlichen Salzzusammensetzungen vorhergesagt werden. Die Abbildung 131 zeigt die Belastungen auf den Salzkern in Abhängigkeit der Fließgeschwindigkeit der eintreffenden Aluminiumschmelze.

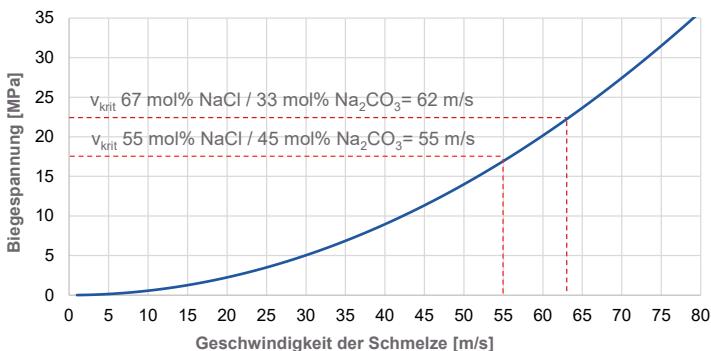


Abbildung 131: Darstellung der auftretenden Biegespannungen im Salzkern in Abhängigkeit der Fließgeschwindigkeit der Schmelze während des Umgießprozesses

Als Basis zur Berechnung des Mindestquerschnitts des Salzkerns wird die im Dreipunktbiegeversuch ermittelte Biegefestigkeit als zulässige maximale Spannung verwendet und das erforderliche Widerstandsmoment, welches für einen Umguss des Salzkerns benötigt wird, kann bestimmt werden.

$$W_{erf} = \frac{M_{Bmax}}{\sigma_{zul}} \quad (8)$$

W_{erf} = erforderliches Widerstandsmoment [mm³]

M_{Bmax} = maximal auftretendes Biegemoment [Nmm]

σ_{zul} = zulässige Biegespannung im Salzkern [MPa]

Durch das erforderliche Widerstandsmoment kann der erforderliche Mindestdurchmesser D_{erf} und die Querschnittsfläche A_{erf} abgeleitet werden.

$$\frac{\pi}{32} * \frac{(D_{erf}^4 - d^4)}{D_{erf}} = \frac{M_{Bmax}}{\sigma_{zul}} \quad (9)$$

$$D_{erf} = \sqrt[3]{\frac{M_{Bmax} * 32}{\pi * \sigma_{zul}} + d^4}$$

$$D_{erf} = \sqrt[3]{\frac{96.070 \text{ Nmm} * 32}{\pi * 17 \text{ N/mm}^2} + (10 \text{ mm})^4}$$

$$D_{erf} = 40,73 \text{ mm}$$

$$A_{erf} = \frac{\pi * (D_{erf}^2 - d^2)}{4}$$

$$A_{erf} = \frac{\pi * ((40,73 \text{ mm})^2 - (10 \text{ mm})^2)}{4}$$

$$A_{erf} = 1.224,38 \text{ mm}^2$$

D_{erf} = erforderlicher Mindestdurchmesser des Salzkernquerschnitts [mm]

d = innerer Kreisringdurchmesser [mm]

A_{erf} = erforderliche Querschnittsfläche [mm^2]

Um den berechneten Belastungen während des Umgießprozesses mit einer Fließgeschwindigkeit der Schmelze von 60 m/s standhalten zu können, muss die Querschnittsfläche des Salzkerns auf mindestens 1.225 mm^2 vergrößert werden.

Die Berechnung der auftretenden Spannungen umfasste den statischen Lastfall. Dynamisch auftretende Lastfälle wurden hierbei nicht berücksichtigt, sodass die tatsächlichen Belastungen größer ausfallen können.

Um den Zeitpunkt des Versagens der Kerne zu bestimmen, wurde die Form nur teilweise mit hoher Geschwindigkeit gefüllt. Abbildung 132 zeigt das Ergebniss des Fülltests.



Abbildung 132: Teilweises Füllen der Form um den Versagenszeitpunkt der Salzkerne zu bestimmen

Der Kern versagte bei nicht vollständiger Füllung der Form ebenfalls an der Querschnittsverengung in Bereich 4. Dies lässt auf einen frühen Versagenszeitpunkt der Salzkerne schließen. Wird der Bruch im Salzkern genauer betrachtet, ist zu erkennen, dass der Riss sich in Richtung des Anschnittbereiches öffnet, Abbildung 133.

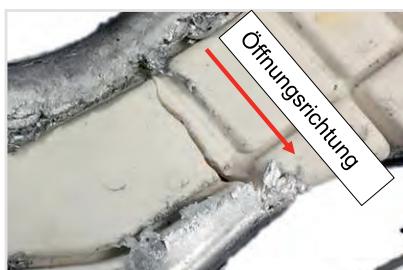


Abbildung 133: Detailaufnahme des Rissverlaufs

Dies deutet darauf hin, dass die Kraft auf den Salzkern von gegenüberliegender Seite auftrifft und der Salzkern sich aufgrund der fehlenden Lagerung bzw. Abstützung in diesem Bereich durchbiegt und bricht. Zur Untersuchung dieses Verhaltens wurde eine Formfüllsimulation mit eingelegtem Kern durchgeführt, deren

folgende Daten als Grundlage in Tabelle 26 und Tabelle 27 zugrunde gelegt wurden.

Tabelle 26: Thermophysikalische Eigenschaften des Salzwerkstoffes und der Aluminiumlegierung [71]

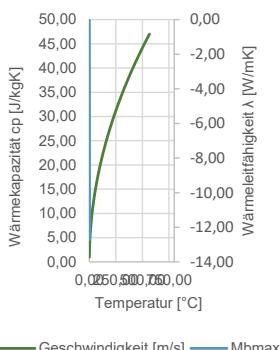
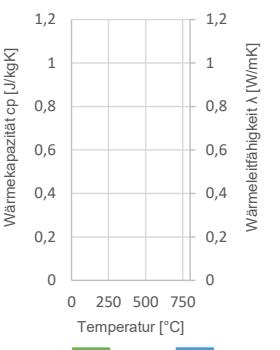
Thermophysikalische Eigenschaften	67 mol% NaCl – 33 mol% Na ₂ CO ₃	AlSi10MnMg
Solidustemperatur	586°C	555°C
Liquidustemperatur	663°C	595°C
Latente Schmelzwärme	197 kJ/kg	576,5 kJ/kg
Wärmeleitfähigkeit / Wärmekapazität		

Tabelle 27: Randbedingungen für die Formfüllsimulation

Temperatur der Schmelze	700°C
Temperatur des Werkzeuges	170°C
Geschwindigkeit des Gießkolbens 1. Phase	0,3 m/s
Geschwindigkeit des Gießkolbens 2. Phase	4,0 m/s
Umschaltpunkt 1. Phase / 2. Phase	380 mm
Spezifischer Gießdruck	640 bar
Wärmeübergangskoeffizient Gussteil – Form	10.000 W/m ² K
Wärmeübergangskoeffizient Gussteil – Salzkern	7.000 W/m ² K
Wärmeübergangskoeffizient Salzkern – Form	1.500 W/m ² K
Wärmeübergangskoeffizient Form – Form	3.500 W/m ² K

Die Formfüllsimulation zeigt ebenfalls ein zunächst einseitiges Umströmen des Salzkerns. Wird der Salzkern von der Aluminiumschmelze umhüllt, drückt diese vermutlich den Kern in Anschnittrichtung was zum Versagen führen könnte.

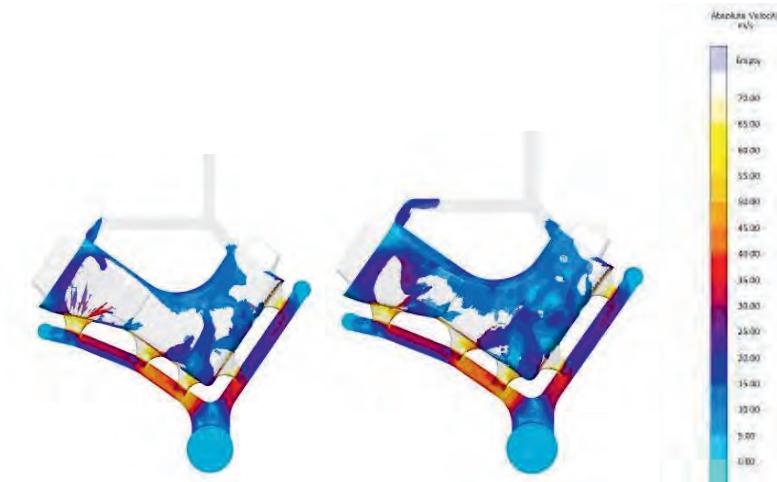


Abbildung 134: Formfüllsimulation der Umgießversuche des Salzkerns

Um diesen Effekt zu untersuchen wurden weitere 10 Salzkerne mit zusätzlichen Kernstützen, die auf der Anschnittseite angebracht waren, umgossen. Die Geschwindigkeit der Schmelze wurde mit 60 m/s gewählt, da bei dieser Einstellung alle Salzkerne ohne zusätzliche Kernstützen bisher durch Bruch versagten. Abbildung 135 zeigt die angebrachten Kernstützen auf dem Salzkern



Abbildung 135: Zusätzlich aufgebrachte Kernstützen auf der Anschnittseite des Salzkerns

Die Ergebnisse sind Tabelle 28 zusammengefasst. Die Gießversuche zeigten, dass nicht alle Kerne durch Bruch oder Infiltration versagten. Die zusätzlich eingebrachten Kernstützen verhindern bei 3 von 10 Kernen den Bruch im kritischen Bereich.

Tabelle 28: Ergebnisse der Umgussversuche mit 60 m/s Geschwindigkeiten der Schmelze im An- schnitt und zusätzlichen Kernstützen

Bezeichnung	Kern	Geschwindigkeit [m/s]	Bruch	Infiltration	i.O. / n.i.O.
U31	K33	60	1	1	n.i.O.
U32	K44	60	1	1	n.i.O.
U33	K35	60	1	1	n.i.O.
U34	K31	60	0	0	i.O.
U35	K43	60	1	0	n.i.O.
U36	K37	60	1	0	n.i.O.
U37	K35	60	0	0	i.O.
U38	K32	60	1	1	n.i.O.
U39	K40	60	0	0	i.O.
U40	K41	60	1	0	n.i.O.

5 Zusammenfassung und Diskussion der Ergebnisse

5.1 Validierung einer Salzzusammensetzung für die Verwendung im Druckgießverfahren

Die Validierung der Salzzusammensetzung umfasste unterschiedliche anorganische Salze und deren Mischungsverhältnisse untereinander. Der Schwerpunkt dieser Untersuchung richtete sich dabei auf die Biegefestigkeit der Salze. Dabei wurde in Abhängigkeit von der Salzzusammensetzung die maximale Biegefestigkeit ermittelt. Anhand anderer wichtiger Faktoren wie Porosität, Rissanfälligkeit, Gießbarkeit, Schmelzpunkt und Arbeitssicherheit wurde die Salzzusammensetzung 67 mol% NaCl - 33 mol% Na₂CO₃ für den Einsatz im Druckgießprozess zur Herstellung von Salzkernen favorisiert. Die Untersuchungen der Salzwerkstoffe NaNO₃, MgCl, CaCl₂ und K₂SO₄ ergaben keine ausreichenden Festigkeiten. Durch die hohe Anzahl an Salzen und deren Kombinationsmöglichkeiten war eine Durchführung der Versuche im Druckgießverfahren für alle Salzkombinationen nicht möglich. Die Versuche zur Auswahl der Salzzusammensetzung wurden im Kokillenguss durchgeführt. Einige Salze wie K₂SO₄ zeigten während der Erstarrung eine Volumenexpansion. Diese verursacht im Kokillenguss eine starke Porosität im Inneren der Salzkerne. Im Druckgießverfahren könnte diese Volumenexpansion durch den wirkenden Nachdruck während der Erstarrung und Abkühlung verhindert werden, sodass der Porositätsanteil im Druckgießverfahren möglicherweise geringer und die Biegefestigkeit dadurch höher ausfällt. Daher konnte eventuell auch die festigkeitssteigernde Wirkung des Systems KCl-Na₂CO₃ im Vergleich zu NaCl-Na₂CO₃, wie sie die Bühler AG [41] im Druckgießverfahren untersuchte, nicht nachgewiesen werden. Vergleichswerte der Festigkeit der Salzkerne in der Literatur durch Yamada [24], [25], die ebenfalls im Kokillenguss hergestellt wurden, zeigen zum Teil höhere Biegefestigkeiten aber auch eine höhere Streuung der einzelnen Messwerte als die in dieser Arbeit untersuchten gleichen Salzzusammensetzungen. Yamada beschreibt einen Prozess, bei dem die Salzschmelze unter einem Rührvorgang in einen teilverflüssigen Zustand versetzt und abgegossen wird. Ziel war die Schwindung in den Salzkernen und somit die Porosität zu verringern.

Das Ziel Salzkerne mit einer Biegefestigkeit von 20 MPa herzustellen, konnte mit mehreren Salzzusammensetzungen erreicht werden. Fraglich war, ob diese Biegefestigkeit bei einer guten Fixierung der Salzkerne im Druckgießwerkzeug für den Umguss mit Aluminiumlegierungen notwendig ist. Die Umgießversuche im Druckgießverfahren in Kapitel 4.4 zeigten ein Kernversagen durch Kernbruch und Infiltration. Der Kernbruch konnte durch zusätzlich eingebrachte Kernstützen reduziert werden, was darauf schließen lässt, dass die Festigkeit der Salzzusammensetzung ausreichend ist. Dadurch könnten Salze wie Natriumnitrat, welche aufgrund des niedrigen Schmelzpunktes vorteilhaft bei dem Auslösevorgang der Salzkerne wären, in den Fokus rücken. Allerdings gilt Natrium aufgrund der brandfördernden Wirkung als Gefahrstoff. Bei den Salzzusammensetzungen mit NaCl - NaNO_3 , KCl - NaNO_3 und Na_2CO_3 - NaNO_3 konnten Biegefestigkeiten zwischen 10 MPa und 16 MPa ermittelt werden, die möglicherweise ausreichend für die Verwendung im Druckgießverfahren sein könnten.

5.2 Untersuchung des Einflusses eines Salzkerns auf das Gefüge der Aluminiumgussteile

Salzkerne sind aufgrund der Ionenbindung schlechte Wärmeleiter und wirken daher isolierend. Während des Umgießprozesses mit einer Aluminiumlegierung im Druckgießverfahren werden die Salzkerne teilweise oder vollständig umhüllt. Dies verändert in der Kontaktzone des Salzkerns mit der Aluminiumschmelze die Abkühlbedingungen der erstarrenden Aluminiumschmelze, was sich durch eine Veränderung des Gussgefüges in den mechanischen Eigenschaften widerspiegelt. Untersucht wurde dies anhand einer Plattengeometrie, welche sowohl mit einem eingelegten Salzkern als auch ohne einen Salzkern hergestellt werden konnte. Bei der Herstellung der Salzeinleger konnten erste Erkenntnisse über den Einfluss von den Prozessparametern auf die Qualität der Salzeinleger gewonnen werden. Es zeigte sich zudem, dass die Abkühlung der Salzeinleger, nach Entnahme aus der Druckgießform, signifikanten Einfluss auf die Rissneigung nimmt. Die Salzeinleger müssen langsam auf Raumtemperatur abkühlen. Die Versuche zeigten, dass eine Abkühlrate von 3°C min^{-1} unter einer Isolationsmatte die Rissneigung minimieren. Die Abkühlrate an Luft betrug 6°C min^{-1} . Eine kritische Abkühlrate, bei der die Spannungen durch den Temperaturabfall zur

Rissbildung führen, konnte nicht ermittelt werden. Des Weiteren konnte festgestellt werden, dass eine niedrige Formfüllgeschwindigkeit von 20 m/s und hohe Formtemperaturen ebenfalls die Rissneigung reduzieren. Damit die geringe Formfüllgeschwindigkeit erzielt werden kann, bedarf es einer großen Anschnittsflächen, um das Verhältnis zwischen Gießkolben und Anschnitt zu minimieren. Dadurch wird nach dem Abtrennen des Gießlaufs die Gusshaut der Salzeinleger beschädigt und innenliegende Porosität offengelegt, was bei einem späteren Umguss mit der Aluminiumlegierung zu Infiltrationen führen kann. Der modulare Werkzeugaufbau ermöglichte eine Herstellung von Salzeinlegern, Aluminiumgussplatten als Referenzbauteile und Aluminiumgussplatten mit eingelegtem Salzkern zur Untersuchung des Einflusses auf das Aluminiumgussgefüge und die mechanischen Eigenschaften. Die Aluminiumgussplatte wurde mit einer Wanddicke von zwei Millimeter und einer Länge von 500 mm gegossen. Aufgrund der dünnen Wanddicke und des langen Fließweges konnte festgestellt werden, dass die Salzplatten nicht bei Raumtemperatur in die Druckgießform eingelegt werden konnten. Durch das Einlegen bei Raumtemperatur konnte die Aluminiumgussplatte nicht vollständig ausfließen, da der Wärmeinhalt der Aluminiumschmelze bei der dünnen Wanddicke zu gering war. Demnach mussten die Salzplatten vor dem Einlegen in das Druckgießwerkzeug vorgeheizt werden, was zu einer Abnahme der Festigkeit und des Elastizitätsmoduls führt. Der dynamische Elastizitätsmodul konnte durch die Messung mittels Resonanzfrequenzmethode in Abhängigkeit der Temperatur gemessen werden. Dabei wurde ermittelt, dass der Elastizitätsmodul mit steigender Temperatur sinkt und ab 250°C stark abfällt. Aus dieser Erkenntnis wurde die Vorwärmtemperatur der Salzplatten auf 200°C festgelegt. Durch diese Maßnahme konnten die Aluminiumgussplatten mit eingelegtem Salzkern hergestellt werden. Dabei konnte die Gießkolbengeschwindigkeit und dadurch die Geschwindigkeit der Schmelze durch das Vorwärmen reduziert werden, was zu einer geringeren Belastung der Salzplatten führte.

Die Gießversuche zeigten, dass durch den eingelegten Salzkern die Abkühlgeschwindigkeit der Aluminiumplatte beeinflusst wird. An mehreren Messpunkten konnten höhere Maximaltemperaturen sowie eine langsamere Abkühlgeschwin-

digkeit gemessen werden. Die eingesetzten Thermosensoren mit einem Durchmesser von 12 mm zeigten aufgrund der Trägheit nicht die realen Maximaltemperaturen an. Die kurzzeitige Temperaturspitze beim Auftreffen der Aluminiumschmelze konnte nicht erfasst werden. Dennoch konnten die Unterschiede der Temperaturverläufe mit und ohne eingelegten Salzkern ermittelt werden. Die anschließende metallographische Analyse zeigte übereinstimmend mit den Temperaturmessungen ein größeres Gussgefüge der Aluminiumgussplatten, die mit eingelegtem Salzkern hergestellt wurden. Der mittlere Dendritenarmabstand betrug 9,0 µm. Im Vergleich hierzu betrug der mittlere Dendritenarmabstand bei den Referenzaluminiumgussplatten 6,1 µm. Dies beeinflusste auch die mechanischen Eigenschaften der Aluminiumgussplatten. Die Zugfestigkeit, Dehngrenze und Bruchdehnung der Aluminiumgussplatten wurde bei der Verwendung eines Salzkerns reduziert.

Tabelle 29: Vergleich der mechanischen Eigenschaften der Referenzaluminiumgussplatten und Aluminiumgussplatten mit eingelegtem Salzkern

Werkstoff	Bruchdehnung A [%]	Dehngrenze Rp _{0,2} [MPa]	Zugfestigkeit [MPa]
AlSi10MnMg	7,6	156,1	289,8
AlSi10MnMg mit eingelegtem Salzkern	5,7	128,4	250,6

Durch die starken Wanddickenunterschiede zwischen der Aluminiumgussplatte mit 2 mm und der Salzplatte mit 15 mm wird der Effekt der isolierenden Wirkung der Salzplatte sehr deutlich. Andere Geometrien und Verhältnisse der Wanddicke sorgen möglicherweise für geringere Effekte durch die Verwendung von Salzkernen im Druckguss, sodass diese bei der Konstruktion und Auslegung von Gussteilen mit Salzkernen nicht berücksichtigt werden müssen. Beispielhaft wäre hierzu ein Wassermantelsalzkern mit dünner Wanddicke in einem Aluminiumzylinderkurbelgehäuse, das im Druckguss hergestellt werden könnte.

5.3 Ergebnisse des Demonstrators „Salzkern Rippenstruktur“

Zur Darstellung von möglichen Rippengeometrien wurde der Demonstrator „Salzkern Rippenstruktur“ entwickelt, um Konstruktionsrichtlinien für komplexe Salzkerngeometrie daraus abzuleiten. Die Rippenstrukturen wurden in unterschiedlicher Wanddicke von 3 mm und 4 mm, als auch in unterschiedlicher Tiefe konstruiert, sowie mit unterschiedlicher Ausformschräge versehen. Bei crashrelevanten Aluminiumgussstrukturen, die als Hohlprofil dargestellt werden, bieten Ringrippen die Möglichkeit die Steifigkeit zu erhöhen. Daher wurden auch Ringrippen als Negativkontur zu dem Aluminiumgussteil in den Salzkern eingebracht. Diese Einschnitte der Rippengeometrien im Salzkern beeinflussen maßgeblich die Schwindung und den Verzug der Kerne. Diese wurde durch optische Vermessung und dem Vergleich mit der Soll-Geometrie ermittelt. Daraus ergab sich eine mittlere Abweichung zur Soll-Geometrie von 1,24 mm bei einer Standardabweichung von 0,23 mm. Dabei wurden die maximalen Abweichungen am Salzkern berücksichtigt, welche an den Stirnflächen des Salzkerns auftraten. Der Soll/Ist-Vergleich der Geometrie des Salzkerns erfolgte über eine „Bestfit“ Anpassung beider Geometriedaten. Dabei werden übereinstimmende Geometrieelemente der Soll- und Istgeometrie gesucht und die beiden Datensätze bestmöglich zueinander ausgerichtet. Nachteilig dieser Ausrichtung ist, dass Abweichungen zur Sollgeometrie gemittelt werden. In Abbildung 136 ist die gemittelte Abweichung durch die „Bestfit“ Anpassung skizziert.

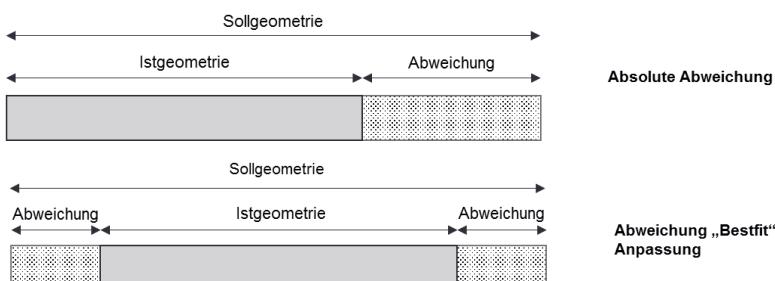


Abbildung 136: Oben: Absolute Abweichung der Istgeometrie zur Sollgeometrie, unten: gemittelte Abweichung der Istgeometrie zur Sollgeometrie durch "Bestfit" Anpassung

Eine andere Ausrichtungsmethode ist die manuelle Registrierung über Referenzelemente der Bauteile, bei der einzelne Bereiche gezielt untersucht werden können. Dies ist in Abbildung 133 skizziert dargestellt.

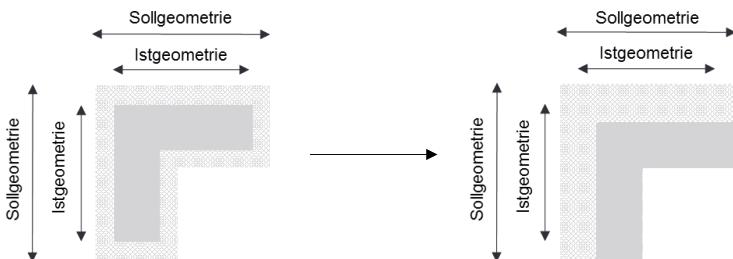


Abbildung 137: Skizzierte Darstellung der Ausrichtung von Soll- und Istgeometrie über Referenzelemente der Bauteile

Durch die Ausrichtung der Soll- und Istgeometrie über Referenzelemente zueinander, können einzelne Bauteilebereiche auf ihre Abweichung geprüft werden. Für die Ermittlung der Schwindung war es notwendig die gesamte Bauteilabweichungen zur Sollgeometrie zu ermitteln, weshalb die „Bestfit“ Ausrichtung vorgenommen wurde. Zudem wurde die Schwindung anhand der formgebundenen Maße durch die Abweichungen an den Stirnflächen der Salzkerne ermittelt. Nicht formgebundene Maße werden durch bewegliche Teile im Druckgießwerkzeug oder beispielsweise durch die Formtrennebene der zwei Hälften des Druckgießwerkzeugs beeinflusst. Dadurch können die Maßabweichungen verfälscht werden. Wird das Druckgießwerkzeug aufgrund von Anhaftungen des Salzwerkstoffs in der Trennebene nicht vollständig geschlossen, führt dies zu einer Maßabweichung in der Dicke der Salzkerne. Zur Vorhersage der Schwindung bei Salzkernen wurden mehrere Salzkerngeometrien auf Maßabweichungen untersucht, die bereits im Druckgießverfahren hergestellt werden konnten. Dabei konnte ermittelt werden, dass die Schwindung in Abhängigkeit zu der Geometrie der Salzkerne steht. Bei stark schwindungsbehinderten Geometrien konnte eine geringere Abweichung der Ist- zur Sollgeometrie ermittelt werden. Die ermittelte Schwindung der unterschiedlichen Geometrien lag zwischen 0,7% und 2,3%. Daraufhin wurde für komplexe

Geometrien mit eingebrachten Rippenstrukturen, welche die Schwindung behindern, ein Schwindmaß von 0,8% festgelegt.

Die thermische Belastung der Formteile im Druckgießwerkzeug, welche die Rippenstruktur im Salzkern abbilden, ist aufgrund der dünnen Wanddicke des Formstahls von 3 mm und 4 mm sehr hoch. Dadurch kann es zum Verzug der Formelemente kommen. Die Untersuchungen am Druckgießwerkzeug zeigten bei dem Soll/Ist-Vergleich keine maßlichen Änderungen der Rippenstrukturen, so dass nachgewiesen werden konnte, dass die Rippenstrukturen mit 3 mm und 4 mm im Druckgießverfahren durch einen Salzkern abgebildet werden können.

Die Gießversuche zeigten weiterhin, dass sprunghafte Querschnittsänderungen aufgrund des spröden Werkstoffverhaltens der Salze durch die auftretenden thermischen Spannungen zur Rissbildung führen. Am Übergangsbereich zwischen Salzkern und Kernlager konnte die Rissbildung beobachtet werden und dadurch weitere Konstruktionsrichtlinien für die Salzkernherstellung abgeleitet werden.

Für eine höhere Prozessfähigkeit und geringe Störanfälligkeit beim Dosieren der Schmelze mit einem Dosierroboter, wurde das Sonderverfahren im Druckguss „Vacural“ in die Salzkernherstellung für den Demonstrator „Salzkern Rippenstruktur“ eingeführt. Dadurch konnte der Prozess durch das Ansaugen der Schmelze aus dem Schmelzofen vereinfacht und auf das externe Dosiersystem verzichtet werden. Durch die Führung der Schmelze in dem dauerhaft beheizten Saugrohr zwischen Gießkammer und Schmelzofen konnte die Schmelztemperatur im Schmelzofen reduziert werden.

5.4 Ergebnisse des Demonstrators „Salzkern A-Säule“

Der Demonstrator „Salzkern A-Säule“ wurde für die Herstellung von hohlen Aluminiumdruckgussteilen entwickelt. Dieser beinhaltet auf Basis der erarbeiteten Konstruktionsrichtlinien mehrere komplexe Rippenstrukturen zur Erhöhung der Steifigkeit des hohlen Aluminiumdruckgussteils. Ausgehend von den Versuchsergebnissen zur Schwindungsermittlung bei der Salzkernherstellung im Druckgießverfahren, wurde das Schwindmaß für den Demonstrator „Salzkern A-Säule“ auf 0,8% festgelegt. Desgleichen wurde versucht, sprunghafte Querschnittsänderungen zu vermeiden.

Die ersten Gießversuche zeigten, dass die Abkühlzeit in der Druckgießform entscheidend für die Rissneigung der Salzkerne ist. Ist die Verweildauer des Salzkerns in der Druckgießform während der Erstarrung und Abkühlung zu groß, können Risse durch die Schwindungskontraktionsbehinderung im Druckgießwerkzeug entstehen. Dabei konnte festgestellt werden, dass der Salzkern bei zu früher Entnahme aus dem Druckgießwerkzeug schlagartig aufplatzte. Dies wird dadurch begründet, dass der Salzkern im Zentrum flüssige Restbereiche enthält. Im Gegensatz dazu, drückt die schneller erstarrende Randschicht durch die Volumenkontraktion auf das flüssige Zentrum. Wird der Salzkern zu früh entnommen, ist die erstarrte Randschicht zu diesem Zeitpunkt nicht ausreichend ausgebildet, um dem Druck entgegenzuwirken. Während der Gießversuche musste die Abkühlzeit bei Variation der Prozessparameter deshalb angepasst werden, um die Rissbildung oder das Aufplatzen der Salzkerne zu verhindern. Dadurch ist ein Vergleich des Einflusses der unterschiedlichen Prozessparameterkombinationen auf die Rissbildung erschwert, da diese auch maßgeblich von der Abkühlzeit beeinflusst wird.

Die Analyse der Maßabweichungen der Salzkerne von der Istgeometrie zur Sollgeometrie zeigten, dass das Schwindmaß von 0,8% möglicherweise zu gering war. Salzkerne, die ein Übermaß aufwiesen wurden durch das Schließen des Druckgießwerkzeugs für den Umgießprozess beschädigt, sodass Risse oder ein Kernbruch auftraten. Dies führte dazu, dass die hohlen Aluminiumgussteile in

den ersten Umgussversuchen der Salzkerne Defektstellen durch Infiltration oder Kernbruch zeigten.

Um den Einfluss von den Prozessparametern auf die Maßhaltigkeit der Salzkerne zu ermitteln, wurde zuerst die Temperatur des Druckgießwerkzeugs zwischen 140°C und 230°C variiert. Dabei konnte kein signifikanter Einfluss der Temperatur des Druckgießwerkzeugs auf die Maßhaltigkeit festgestellt werden. Eine Analyse des Defektvolumens mit der 3D-Computertomographie zeigte jedoch Unterschiede in Art und Größe der inneren Defekte, zwischen Salzkerne die mit niedriger Formtemperatur von 160°C und mit hoher Formtemperatur von 230°C abgegossen wurden. Das Porositätsvolumen und die Rissbildung konnte durch die hohe Formtemperatur reduziert werden. Des Weiteren wurde festgestellt, dass Salzkerne die ein hohes Defektvolumen besitzen, größere Abweichungen in der Maßhaltigkeit aufweisen. Grund hierfür ist die Ausdehnung des Salzkerns durch die Rissbildung im Zentrum und bis zur Oberfläche des Salzkerns. In einer zweiten Versuchsreihe wurde versucht, unter einer hohen Formtemperatur von 230°C, Salzkerne herzustellen deren Defektvolumen möglichst gering ist. Allerdings wurde diese Zielvorgabe nicht erreicht. Aus den Untersuchungen über das Schwindungsverhalten verschiedener Salzzusammensetzungen in Kapitel 3.2 war bekannt, dass eine eutektische Salzzusammensetzung aus NaCl und Na₂CO₃ eine geringere Schwindung als eine untereutektische Salzzusammensetzung aufweist. Zur Bestätigung dieser Ergebnisse wurde ein Dilatometerversuch beider Salzzusammensetzungen durchgeführt. Dabei konnte ein mittlerer linearer Ausdehnungskoeffizient für die untereutektische Salzzusammensetzung aus 67 mol% NaCl und 33 mol% Na₂CO₃ von $53 \cdot 10^{-6} \text{ K}^{-1}$ und für die eutektische Salzzusammensetzung aus 45 mol% NaCl und 55 mol% Na₂CO₃ von $38 \cdot 10^{-6} \text{ K}^{-1}$ erfasst werden. Die thermische Längenänderung der beiden Salzzusammensetzungen ist in Abbildung 138 dargestellt. Blau kennzeichnet die Aufheiz- und Abkühlkurve der eutektischen und grün die Aufheiz- und Abkühlkurve der untereutektischen Salzzusammensetzung.

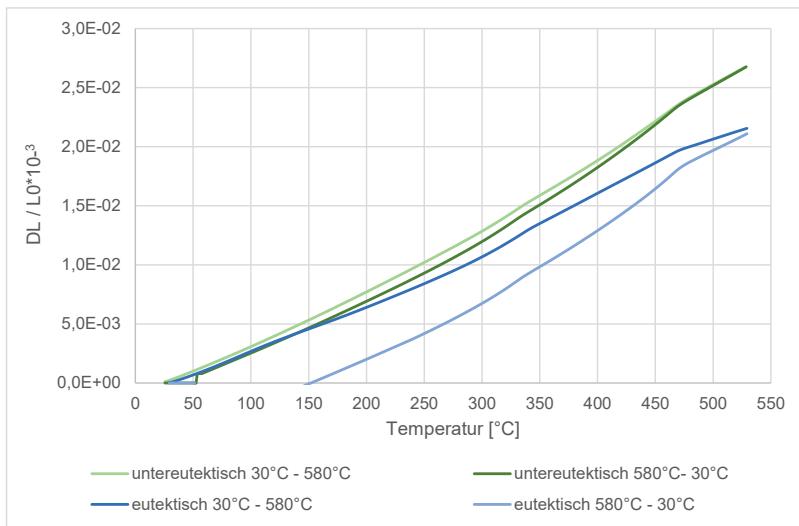


Abbildung 138: Thermische Längenänderung in Abhängigkeit der Temperatur; Grün Aufheiz- und Abkühlkurve der unttereutektischen Salzzusammensetzung. Blau; Aufheiz- und Abkühlkurve der eutektischen Salzzusammensetzung

Auf Basis dieser Ergebnisse wurden trotz der niedrigeren Biegefestigkeit Gießversuche mit der eutektischen Salzzusammensetzung durchgeführt. Die Ergebnisse dieser Gießversuche zeigten, dass durch die Verwendung der eutektischen Salzzusammensetzung das Rissvolumen im Vergleich zur unttereutektischen Salzzusammensetzung deutlich reduziert werden konnte. Daraus folgte, dass die Maßabweichungen der Salzkerne ebenfalls reduziert wurden und die Salzkerne für den Umgussprozess eingesetzt werden konnten.

5.5 Ergebnisse der Umgussversuche des Demonstrators

„Salzkern A-Säule“

Für die Herstellung hohler Aluminiumdruckgussbauteile wurden Salzkerne mit der eutektischen Salzzusammensetzung verwendet. Die Fixierung und Lagerung der Salzkerne erfolgte über eine Rillenstruktur im Werkzeug für den Umguss mit der Aluminiumlegierung, die verhindern sollte, dass sich die Salzkerne während des Umgießens verschieben. Dieses Konzept der Lagerung und Fixierung schlug fehl, da die Kerne aufgrund der hohen Belastungen während des Gießprozesses nicht in der vorgesehenen Lage gehalten werden konnten. Folglich variierte die Wanddicke des Aluminiumdruckgussbauteils nach dem Ausspülen der Salzkerne. Zur Unterstützung der Kernlagerung über die Kernmarken wurde eine weitere Kernmarke aus Stahl auf die Salzkerne aufgebracht, die das Verschieben der Salzkerne verhindern sollte. Dadurch konnte eine gleichmäßige Wanddicke des Aluminiumdruckgussteils sichergestellt werden.

Die qualitative Beurteilung der Aluminiumdruckgussteile zeigte nach einem Blister-Test ein hohes Porositätsaufkommen. Dadurch entstand der Eindruck, dass die Salzkerne während des Umgussprozesses Kerngase freisetzen, die für den hohen Porositätsanteil sorgen. Als mögliche Kerngase wurden Wasserdampf, der durch Feuchtigkeitseinlagerungen im Salzkern entsteht oder CO_2 , als Zersetzungsprodukt des Natriumcarbonats (Na_2CO_3) vermutet. Eine Gasanalyse mit flüssigem Bariumhydroxid als Reaktionsmittel zeigte, dass während des Erhitzens einer Salzprobe Gas aus den Kernen austritt, das als Wasserdampf identifiziert werden konnte. Trocknungsversuche mit Salzproben zeigten einen Gewichtsverlust während der Trocknung und eine daraus resultierende Feuchtigkeitseinlagerung von 0,41%. Folglich mussten die Salzkerne vor dem Umgussprozess einen Trocknungsprozess im Ofen durchlaufen. Kritisch hierbei ist, dass während des Trocknungsprozesses der Salzkern auf 110°C erhitzt wurde, was zu einer thermischen Längenausdehnung des Salzkerns führt. Dabei könnten Risse, die oberflächennah lagen, bis zur Oberfläche geöffnet worden sein und stellen dadurch eine Infiltrationsgefahr für den Umguss mit der Aluminiumlegierung dar. Dies konnte bei der Versuchsdurchführung nicht ermittelt werden. Für

die Versuchsauswertung wurden die Aluminiumdruckgussbauteile in unterschiedliche Bereiche aufgeteilt, um die Defekte an den Aluminiumdruckgussbauteilen lokal beschreiben zu können. Auffällig hierbei war ein häufig auftretender Kernbruch in Bereich 4, der bereits beim Schließen der Druckgießform durch nicht maßhaltige Kerne verursacht wurde. Ebenso könnte aber auch die Lage- rung der Salzkerne bei minimalen Bewegungen während des Umgießens für den Kernbruch durch Belastungen der Schmelze verantwortlich sein. Um die Maßhal- tigkeit der Salzkerne weiter zu verbessern wurde das Gießsystem der Salzkerne modifiziert. Dabei wurde eine bessere Nachspeisung während der Erstarrung er-zielt und damit das Defektvolumen der Salzkerne weiter reduziert. Der Gießlauf und Anschnitt der Salzkerne wurde von 2 mm auf 10 mm vertieft. Um Infiltrationen nach dem Abtrennen des Gießsystems zu verhindern, wurde der Anschnitt auf die Kernlager, welche während des Umgießens nicht in Kontakt mit der Alumini- umlegierung stehen, platziert. Durch diese Maßnahme konnte das Defektvolu- men fast um die Hälfte reduziert werden.

Unter Anwendung eines 2⁴⁻¹ teilstatistischen Versuchsplans wurde das Defektvo- lumen der Salzkerne in Abhängigkeit von den Prozessparametern untersucht. Die Analyse des Defektvolumens erfolgte mittels 3D-Computertomographie. Da- bei werden anhand der Grauwertunterschiede Defekte im Salzkern detektiert, die im Anschluss durch ihre Form in Risse und Poren eingeteilt wurden. Jede Mes- sung mit der 3D-Computertomographie erzeugt Strahlungssartefakte durch un- gleichmäßige Wanddicken und Durchstrahlungslängen, welche im Anschluss an die Messung korrigiert werden müssen. Dadurch kann das Ergebnis der Analyse des Defektvolumens beeinträchtigt werden, sodass Strahlungssartefakte als De- fektvolumen erkannt werden. Durch die Sphärität eines Defekts im Salzkern kann dieser der Kategorie Rissvolumen oder Porenvolume zugeordnet werden. Allerdings können zusammenhängende Defekte aus Risse und Poren nicht von- einander getrennt werden, sondern sind zusammen einer Kategorie zugeordnet. Dies kann zu einer Verfälschung der Ergebnisse der beiden Kategorien führen.

Der Versuchsplan umfasste die vier Faktoren Formtemperatur, Temperatur der Schmelze, Geschwindigkeit des Gießkolbens und den spezifischen Gießdruck.

Als Ergebnisgrößen wurde das gesamte Defektvolumen, Rissvolumen, Porenvolumen und das Defektvolumen im Randbereich definiert. Zur Reduzierung des Versuchsumfangs und die Reduzierung der Auswertung per 3D-Computertomographie wurde ein teilstatistischer 2^{4-1} Versuchsplan gewählt. Damit konnten mehrere Faktoren mit einer geringeren Anzahl an Faktorstufenkombinationen analysiert werden. Nachteil des Versuchsplans ist die Vermengung der Faktoren auf die Ergebnisgrößen bei einer Wechselwirkung von drei Faktoren oder mehr. Dadurch kann der Einfluss von Wechselwirkungen von drei oder vier Faktoren auf eine Ergebnisgröße nicht dargestellt werden. Die Versuchsauswertung zeigte keine eindeutigen linearen Abhängigkeiten zwischen den Parametern und der Defektvolumina. Es hat sich gezeigt, dass das Rissvolumen größtenteils durch die Werkzeugtemperatur beeinflusst wird. Hohe Formtemperaturen sorgen für geringere thermische Spannungen bei der Abkühlung im Druckgießwerkzeug und führen zu einer niedrigeren Rissneigung. Das Defektvolumen im Randbereich wurde im Abstand von 5 mm zur Salzkernoberfläche analysiert. Hier zeigte sich, dass die Gießkolben- bzw. Formfüllgeschwindigkeit einen sehr großen Einfluss auf die Defekte in der Randzone hat. Begründet wird dies dadurch, dass bei hohen Gießkolben- bzw. Formfüllgeschwindigkeiten die Salzschorze während der Formfüllung weniger abkühlt.

Bei langsamen Formfüllgeschwindigkeiten kühlt die Salzschorze während der Formfüllung bereits stark ab, sodass vorerstarrte Bereiche entstehen, die in der Randzone Defekte verursachen. Der spezifische Gießdruck zeigt keine linearen Abhängigkeiten auf das Defektvolumen der Salzkerne. Der Gießdruck wird über die gesamte Abkühlzeit der Salzkerne in der Druckgießform durch die Druckgießmaschine aufrechterhalten. Allerdings wirkt dieser Druck nur solange, bis das Gießsystem erstarrt ist. Da zu diesem Zeitpunkt erst eine erstarrte äußere Randschicht des Salzkerns vorhanden ist, können die flüssigen Restbereiche im Zentrum des Salzkerns nicht verdichtet werden, sodass diese ohne den Nachdruck erstarrten und Schwindungsporosität verursachen. Werden die Wechselwirkungen der Faktoren betrachtet, so zeigt sich, dass die Wechselwirkung zwischen Schmelztemperatur und Werkzeugtemperatur auf das Rissvolumen Einfluss

nimmt. Die thermischen Spannungen werden durch eine hohe Schmelztemperatur und niedrige Werkzeugtemperatur erhöht, sodass eine Zunahme des Rissvolumens erkennbar war. Durch die Auswertung dieses Versuchsplans war es möglich, Prozessparameter zu bestimmen, bei denen die geringsten Defekte an den Salzkernen auftraten. Um die Stabilität des Produktionsprozesses bei der Herstellung von Salzkernen zu untersuchen, wurde diese Parametereinstellung 40mal wiederholt. Dabei konnte zu Serienbeginn eine Streuung des Defektvolumens festgestellt werden. Dies resultiert vermutlich aus einem quasistationären Temperaturhaushalt in der Druckgießform, der sich durch die langen Abkühlzeiten der Salzkerne in der Druckgießform von 120 s über eine größere Produktionsspanne einstellen muss. Mit fortschrittlicher Prozessdauer erwärmt sich die Druckgießform kontinuierlich, was zu einer Reduzierung der thermischen Spannungen zwischen Randbereich und Zentrum der Salzkerne führt. Die Streuung des Defektvolumens wurde durch das Rissvolumen und das Defektvolumen im Randbereich verursacht. Das Porenvolumen blieb über den Serienversuch hinweg konstant.

Um den Einfluss der Defekte des Salzkerns auf den Umgießprozess zu untersuchen, wurden die hergestellten Salzkerne aus dem Versuchsplan mit Aluminiumschmelze umgossen. Da die Salzkernherstellung dabei unter Variation der Prozessparameter erfolgte und somit unterschiedliche Defektvolumina der Salzkerne entstanden wurden die Salzkerne mit einheitlichen Prozessparametern umgossen. Dabei wurde eine geringe Fließgeschwindigkeit der Schmelze von 30 m/s gewählt, um die Versagenswahrscheinlichkeit der Salzkerne während des Umgießens zu reduzieren. Die Versagenskriterien der Salzkerne wurden in die Kategorien Bruch und Infiltration unterteilt. Dabei wurden keine absoluten Abhängigkeiten zwischen den unterschiedlichen Defektvolumen und dem Versagen der Kerne durch Bruch oder Infiltration festgestellt. Ausschließlich eine Beurteilung über das gesamte Defektvolumen und dem Versagen der Salzkerne durch Infiltration oder Bruch war möglich. Dabei zeigte sich, dass ein kritisches gesamtes Defektvolumen von 6% definiert werden konnte, da Salzkerne welche dieses Defektvolumen übersteigen im Umgussprozess versagten.

Um die Prozessparameter des Umgießprozesses zu analysieren und eine kritische Formfüllgeschwindigkeit für den Umgießprozess definieren zu können, wurden die mit gleichen Parametern zuvor hergestellten Salzkerne mit unterschiedlichen Formfüllgeschwindigkeiten mit Aluminium umgossen. Hieraus zeigte sich, dass mit Zunahme der Formfüllgeschwindigkeit die Versagenswahrscheinlichkeit der Salzkerne zunahm. Bei einer Formfüllgeschwindigkeit von 30 m/s konnten mehr als die Hälfte der Salzkerne fehlerfrei umgossen werden. Bei einer Formfüllgeschwindigkeit von 45 m/s versagten 2/3 der eingesetzten Salzkerne durch Infiltration oder Bruch. Bei einer Formfüllgeschwindigkeit von 60 m/s versagten alle Salzkerne durch Kernbruch. Die Salzkerne versagten überwiegend an gleicher Stelle, sodass vermutet wurde, dass die Salzkerne in diesem Bereich eine zusätzliche Abstützung in der Druckgießform benötigen, um ein Durchbiegen und Versagen der Salzkerne zu reduzieren. Durch das Einbringen einer weiteren zusätzlichen Kernstütze konnten auch bei 60 m/s 1/3 der Salzkerne erfolgreich umgossen werden. Daraus lässt sich schlussfolgern, dass die Festigkeit der Salzkerne bei der Verwendung der eutektischen Salzzusammensetzung ausreichend war und die Lagerung der Salzkerne maßgeblich für die Versagenswahrscheinlichkeit im Umgießprozess verantwortlich ist.

6 Fazit

Die Machbarkeit der Herstellung von Salzkernen im Druckguss wurde nachgewiesen. Komplexe Rippenstrukturen können durch einen Salzkern abgebildet werden. Die Herstellung des Salzkerns muss unter Berücksichtigung konstruktiver Vorgaben erfolgen. Dabei können Rippenstärken von 3mm Wanddicke und geringer Ausformschräge realisiert werden. Der Verzug wird von der Lage der im Salzkern eingebrachten Rippen beeinflusst. Umlaufende Ringrippen können im Salzkern nur schwer defektfrei dargestellt werden und bieten die Möglichkeit zur Infiltration mit Aluminium. Das Defektvolumen der Salzkerne wird durch die Prozessparameter der Herstellung beeinflusst. Als vorteilhaft zeigten sich hohe Formtemperaturen und niedrige Schmelztemperaturen, sodass der Temperaturgradient so gering wie möglich ist. Ebenso zeigten höhere Füllgeschwindigkeiten ein geringeres Porenvolumen. Die Gestaltung des Gießsystems ist bei der Herstellung von Salzkernen von großer Bedeutung. Durch das große Erstarrungsintervall und die lange Erstarrungszeit wird ein großer Querschnitt im Anschnittsbereich benötigt, um die Salzkerne verdichten zu können. Dadurch kann das Defektvolumen im Kern reduziert werden. Dabei dürfen die Anschnittflächen der Salzkerne nicht auf Flächen platziert werden, die im späteren Umgießprozess im Kontakt mit Aluminium stehen. Durch das Entfernen der Anschnitte nach dem Gießen der Salzkerne wird die Oberfläche beschädigt und mögliche Poren offengelegt. Dadurch kann während des Umgießens Aluminium in den Salzkern eindringen. Daher ist es zwingend notwendig die Anschnittflächen mit größtmöglichen Querschnitt auf die Kernlager zu platzieren. Der Vergleich zwischen der untereutektischen Salzzusammensetzung und der eutektischen Salzzusammensetzung zeigte, dass das Defektvolumen deutlich reduziert werden kann. Dabei wird auch die Maßhaltigkeit der Salzkerne verbessert. Das Defektvolumen bestimmt maßgeblich die Maßhaltigkeit der Salzkerne. Ebenso konnte durch die Verwendung der eutektischen Legierung das oberflächennahe Rissvolumen deutlich reduziert werden. Als weiterer Vorteil wirkt sich die kürzere Zykluszeit aus. Diese wird durch die lange Abkühlzeit der Salzkerne im Druckgießwerkzeug dominiert.

Die untereutektische Salzzusammensetzung wird aufgrund des höheren Schmelzpunktes bei 680°C bis 700°C vergossen was zu einer Abkühlzeit des Demonstratorsalzkerns „A-Säule“ zu 180s Abkühlzeit in der Druckgießform führte. Die eutektische Salzzusammensetzung mit einem Schmelzpunkt von 632°C konnte bei 650°C im Vacuralprozess vergossen werden. Dadurch konnte die Abkühlzeit auf 120s reduziert werden. Die Gestaltung der Kernlager muss sicherstellen, dass der Kern in allen Richtungen im Umgießwerkzeug fixiert wird. Die auftretenden Kräfte während des Umgießens verursachen bei unzureichender Lagerung eine Verschiebung des Salzkerns, was zu ungleichmäßigen Wanddicken im Aluminiumdruckgussbauteil führt. Dabei kann die Füllsimulation Aufschluss darüber geben, welche Kräfte auf den Kern wirken. Somit können auch hochbelastete Kernbereiche identifiziert werden, die geometrisch verstärkt werden müssen.

Die wirtschaftliche Betrachtung des Gesamtprozesses umfasst die Herstellung des Salzkerns, die Herstellung des Aluminiumdruckgussbauteils unter Verwendung der Salzkerne sowie das Ausspülen der Salzkerne. Dabei entstehen bei der Herstellung der Salzkerne bereits hohe Zykluszeiten welche für das Druckgießverfahren unwirtschaftlich sind. Der nachgelagerte Ausspülprozess kann sich bei einer komplexen Rippengeometrie als schwierig gestalten, um das Salz restlos aus dem Aluminiumdruckgussbauteil zu entfernen. Daher steht dieses Verfahren in starker Konkurrenz mit dem Niederdruckkokillenguss, bei dem geschossene Sandkerne zum Einsatz kommen.

7 Ausblick

Für die Auslegung des Druckgießwerkzeugs für den Umgießprozess und die Lagerung des Salzkerns im Werkzeug ist es notwendig, die Belastungen auf den Salzkern zu kennen. Daher sollte versucht werden, die Belastung während des Umgießens der Kerne zu simulieren, um zukünftig gezielt hochbelastete Bereiche zu stützen. Auch der Einsatz von nicht gegossenen Kernstützen kann zielführend sein, um dadurch Querschnittsänderungen zu vermeiden und Material einzusparen. Werkzeugkonzepte mit beweglichen Formelementen zur Fixierung der Salzkerne könnten ebenfalls zu einer Erhöhung der Prozessfähigkeit beitragen. Im Rahmen dieser Arbeit wurde versucht, durch eine Kolbenbewegung während dem Abkühlen und Erstarren, einen hohlen Salzkern herzustellen. Das Passungsspiel eines Gießkolbens und einer Gießkammer für vakuumunterstütztes Druckgießen ist sehr gering. Dadurch kann durch das Zurückfahren des Gießkolbens während der Erstarrung des Salzkerns ein Unterdruck in der Druckgießform aufgebaut werden, der für ein Ausfließen der noch flüssigen Salzschmelze im Zentrum des Salzkerns sorgt. Dieses Verfahren wurde bereits patentiert und an einer einfachen Salzkerngeometrie erprobt [72]. Durch die hohle Darstellung der Salzkerne wird das thermische Ungleichgewicht bei der Abkühlung der Salzkerne deutlich reduziert. Dadurch können Salzkerne hergestellt werden, die lediglich aus einer stabilen und dichten Außenschale bestehen. Vorteilhaft wäre zudem die geringere Masse des Salzkerns, welche durch die isolierende Wirkung des Gussgefüge und dadurch auch die mechanischen Eigenschaften der Aluminiumlegierung beeinflusst. Zusätzlich könnte die Zykluszeit der Salzkerne ebenfalls deutlich reduziert werden, die hauptsächlich durch die Abkühlzeit im Druckgießwerkzeug bestimmt wird. Erste Versuche den Demonstrator „Salzkern A-Säule“ als Hohlgeometrie darzustellen, benötigten eine Zykluszeit von 25 s im Gegensatz zu 120 s bei massiver Ausführung.

Auch der Ausspülprozess der Salzkerne könnte durch die Hohlgeometrie deutlich erleichtert und beschleunigt werden. Die auszuspülende Salzmenge wäre deutlich geringer. Die Abbildung 139 zeigt den teilweise hohlen Salzkern mit der ausgetriebenen Schmelze am Gießrest auf der linken Seite und eine Aufnahme mit der 3D-Computertomographie auf der rechten Seite.

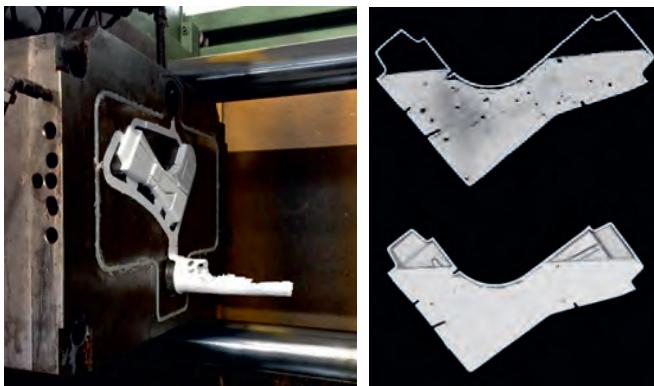


Abbildung 139: Hohler Salzkern im Druckgießwerkzeug auf der linken Seite, CT-Aufnahme des hohlen Salzkerns auf der rechten Seite

In der Aufnahme mit der 3D-Computertomographie ist ersichtlich, dass der Salzkern nicht vollständig hohl dargestellt werden konnte. Die Lage und Orientierung des Salzkerns im Druckgießwerkzeug und die Lage des Anschnittsystems über das der Unterdruck aufgebaut wird sorgt dafür, dass der Unterdruck nicht ausreichend für eine vollständige Entleerung des Salzkerns ist. Die Schwerkraft, welche auf die Schmelze wirkt, kann nicht überwunden werden. Eine konstruktive Änderung an dem Gießsystem oder die Lage des Salzkerns in der Druckgießform wäre nötig, um den Salzkern wahrscheinlich vollständig hohl darstellen zu können.

Eine weitere Möglichkeit zur Herstellung hohler Aluminiumdruckgussbauteile wäre die Verwendung von modifizierten Sandkernen. Durch einen erhöhten Binderanteil aus Wasserglas im Sandkern kann die Festigkeit gesteigert werden, um diese zerstörungsfrei im Druckgießverfahren einsetzen zu können. Eine einfache riegelförmige Geometrie konnte in ersten Versuchen umgossen werden. Dabei hielten alle Kerne den Prozessbedingungen stand.

Nach dem Auslösevorgang wurden Schmelzepenetrationen an der Oberfläche der Sandkerne sichtbar. Die Anwendung einer Schlichte für Salzkerne im Kokillenguss führte zu keiner Verbesserung der Penetration der Sandkerne. Die

Aufnahmen der 3D-Computertomographie in Abbildung 140 zeigen deutlich die Penetration an der Oberfläche der Sandkerne.

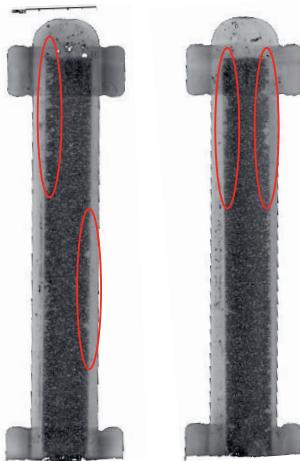


Abbildung 140: Aufnahmen der 3D-Computertomographie der umgossenen Kerne , welche zuvor geschlichtet wurden

Der hohe Binderanteil der Sandkerne stellt einen hohen Aufwand bei ersten Entkernungsversuchen dar. Es konnte durch die Versuche aber gezeigt werden, dass Sandkerne im Druckguss generell eingesetzt werden können.

Anhang

Tabelle 30: Auswertung über die Maßhaltigkeit der gegossenen Salzkerne

Nr.	Bez.	Länge [mm]	Breite [mm]	Winkelverzugs eingeschweißt	Diagonale [mm]	Schmelztemp. [°C]	Formtemp. [°C]	Gießdruck [bar]	Geschwindigkeit Gießkolben [m/s]	Defekte	Salzzusammensetzung
1	VS1	306,2	222,5	0,0	350,8	700	200	400	1	Riss	67 mol% NaCl - 33 mol% Na2CCO3
2	VS2			eingeschweißt		700	200	400	1	Riss	67 mol% NaCl - 33 mol% Na2CCO3
3	VSS3	306,5	222,9	0,0	350,1	700	200	400	1	Riss	67 mol% NaCl - 33 mol% Na2CCO3
4	V54	307,1	222,8	0,0	351,0	700	200	400	1	Riss	67 mol% NaCl - 33 mol% Na2CCO3
5	VSS5	307,3	222,9	0,3	350,4	700	200	400	1	Riss	67 mol% NaCl - 33 mol% Na2CCO3
6	V56	307,7	223,2	0,2	350,2	700	200	400	1	Riss	67 mol% NaCl - 33 mol% Na2CCO3
7	RS1	306,2	222,7	0,0	350,2	700	200	400	1	Riss	67 mol% NaCl - 33 mol% Na2CCO3
8	RS2	306,5	222,2	0,0	350,1	700	200	400	1	Riss	67 mol% NaCl - 33 mol% Na2CCO3
9	RS3			eingeschweißt							67 mol% NaCl - 33 mol% Na2CCO3
10	RS4	306,6	222,4	0,2	349,8	700	200	400	1	Riss	67 mol% NaCl - 33 mol% Na2CCO3
11	RS5	306,6	222,1	0,0	349,9	700	200	400	1	Riss	67 mol% NaCl - 33 mol% Na2CCO3
12	RS6	306,4	222,0	0,0	349,8	700	200	400	1	Riss	67 mol% NaCl - 33 mol% Na2CCO3
13	VSSB1	306,4	222,6	0,0	350,1	700	200	400	1	Riss	67 mol% NaCl - 33 mol% Na2CCO3
14	VSSB2	305,9	221,9	0,4	350,1	700	200	400	1	Riss	67 mol% NaCl - 33 mol% Na2CCO3
15	VSSB3			eingeschweißt							67 mol% NaCl - 33 mol% Na2CCO3
16	VSSB4	305,8	222,2	0,3	350,0	700	200	400	1	Riss	67 mol% NaCl - 33 mol% Na2CCO3
17	VSSB5	305,9	222,3	0,3	349,9	700	200	400	1	Riss	67 mol% NaCl - 33 mol% Na2CCO3
18	RSSB1	306,1	222,7	0,0	349,8	700	200	400	1	Riss	67 mol% NaCl - 33 mol% Na2CCO3
19	RSSB2			gebrochen							67 mol% NaCl - 33 mol% Na2CCO3
20	RSSB3			gebrochen							67 mol% NaCl - 33 mol% Na2CCO3
21	RSSB4										67 mol% NaCl - 33 mol% Na2CCO3
22	RSSB5	305,6	222,1	0,3	349,8	700	200	400	1	Riss	67 mol% NaCl - 33 mol% Na2CCO3
23	V57			Luftfeuchtigkeit							67 mol% NaCl - 33 mol% Na2CCO3
24	V58	304,9	222,1	0,0	349,9	700	200	400	1	Riss	67 mol% NaCl - 33 mol% Na2CCO3
25	RS7			Luftfeuchtigkeit							67 mol% NaCl - 33 mol% Na2CCO3
26	RS8	305,6	222,3	0,0	349,3	700	200	400	1	Riss	67 mol% NaCl - 33 mol% Na2CCO3
27	VSN1	306,4	222,1	0,0	350,4	700	200	800	1	Riss	67 mol% NaCl - 33 mol% Na2CCO3
28	RSND1			gebrochen							67 mol% NaCl - 33 mol% Na2CCO3
29	PS1	305,7	221,2	0,5	349,7	700	140	400	1	Riss	67 mol% NaCl - 33 mol% Na2CCO3
30	PS2	305,7	221,4	0,5	349,8	700	140	400	1	Riss	67 mol% NaCl - 33 mol% Na2CCO3
31	PS3	305,9	222,0	0,2	350,0	700	140	400	1	Riss	67 mol% NaCl - 33 mol% Na2CCO3
32	PS4	306,0	222,2	0,3	350,5	700	140	400	1	Riss	67 mol% NaCl - 33 mol% Na2CCO3
33	PS5	306,1	221,8	0,0	350,3	700	140	400	1	Riss	67 mol% NaCl - 33 mol% Na2CCO3
34	PS6	306,3	222,3	0,3	350,9	700	140	400	1	----	67 mol% NaCl - 33 mol% Na2CCO3
35	PS7	305,7	221,0	0,4	349,2	720	140	400	1	Riss	67 mol% NaCl - 33 mol% Na2CCO3
36	PS8	305,4	221,1	0,4	349,2	720	140	400	1	Riss	67 mol% NaCl - 33 mol% Na2CCO3
37	PS9	305,2	220,7	0,9	349,1	720	140	400	1	Riss	67 mol% NaCl - 33 mol% Na2CCO3
38	PS10	305,0	220,9	0,6	348,1	700	140	400	1	Riss	67 mol% NaCl - 33 mol% Na2CCO3
39	PS11	304,0	220,5	0,5	347,9	700	140	400	1	Riss	67 mol% NaCl - 33 mol% Na2CCO3
40	PS12	305,3	221,0	0,4	347,5	700	140	400	1	Riss	67 mol% NaCl - 33 mol% Na2CCO3

43	DD1	305.6	222.7	0	350.2	700	180	400	1	Riss	67 mol% NaCl - 33 mol% Na2CO3
44	DD2	306.1	222.2	0.5	350.1	700	180	400	1	Riss	67 mol% NaCl - 33 mol% Na2CO3
45	DD3	306	222.2	0.3	350.1	700	180	400	1	Riss	67 mol% NaCl - 33 mol% Na2CO3
46	DD4	305.6	221.8	0.5	349.6	700	180	400	1	Riss	67 mol% NaCl - 33 mol% Na2CO3
47	DD5	306	222.3	0.3	350.1	700	180	400	1	Riss	67 mol% NaCl - 33 mol% Na2CO3
48	DD6	306.4	222.5	0	350.5	700	180	400	1	Riss	67 mol% NaCl - 33 mol% Na2CO3
49	DD7	306.1	222.3	0.3	350	700	180	400	1	Riss	67 mol% NaCl - 33 mol% Na2CO3
50	DD8	306.3	222	0.3	350.2	700	180	400	1	Riss	67 mol% NaCl - 33 mol% Na2CO3
51	DD9	306.7	222.7	0	350.5	700	180	400	1	Riss	67 mol% NaCl - 33 mol% Na2CO3
52	Kern4	304.9	221.6	0	348.5	700	200	400	1	Riss	67 mol% NaCl - 33 mol% Na2CO3
53	TP1	305.9	222.5	0.4	350	700	140	400	1	Riss	67 mol% NaCl - 33 mol% Na2CO3
54	TP2	306	222.3	0	350.2	700	140	400	1	Riss	67 mol% NaCl - 33 mol% Na2CO3
55	TP3	306	222	0.7	350	700	140	400	1	Riss	67 mol% NaCl - 33 mol% Na2CO3
56	TP4	306.9	222.7	0.5	350.9	700	140	400	1	Riss	67 mol% NaCl - 33 mol% Na2CO3
57	TP5	307	223.1	0	350.5	700	140	400	1	Riss	67 mol% NaCl - 33 mol% Na2CO3
58	TP6	307.1	222.7	0	350.4	700	140	400	1	Riss	67 mol% NaCl - 33 mol% Na2CO3
59	TP7	306.9	223.4	0	350.3	700	140	400	1	Riss	67 mol% NaCl - 33 mol% Na2CO3
60	TP8	306.4	222.2	0.5	350.4	700	140	400	1	Riss	67 mol% NaCl - 33 mol% Na2CO3
61	TP9	306.8	222.3	0.2	350.4	700	140	400	1	Riss	67 mol% NaCl - 33 mol% Na2CO3
62	TP10	306.8	222.4	0.3	350.5	700	140	400	1	Riss	67 mol% NaCl - 33 mol% Na2CO3
63	TP11	306.6	222.2	0.3	350.7	700	140	400	1	Riss	67 mol% NaCl - 33 mol% Na2CO3
64	TP12	306.7	222.5	0.6	350.6	700	140	400	1	Riss	67 mol% NaCl - 33 mol% Na2CO3
65	TP13	306.6	222.5	0.5	350.6	700	140	400	1	Riss	67 mol% NaCl - 33 mol% Na2CO3
66	TP14	306.7	222.8	0.4	350.7	700	140	400	1	Riss	67 mol% NaCl - 33 mol% Na2CO3
67	TP15	306.2	222	0.3	350.1	700	140	400	1	Riss	67 mol% NaCl - 33 mol% Na2CO3
68	TP16	307.2	223.6	0.3	350.6	700	140	400	1	Riss	67 mol% NaCl - 33 mol% Na2CO3
69	TP17	306.7	222.9	0.3	350.7	700	140	400	1	Riss	67 mol% NaCl - 33 mol% Na2CO3
70	TP18	306.6	222.5	0.5	350.1	700	140	400	1	Riss	67 mol% NaCl - 33 mol% Na2CO3
71	TP19	306.5	222.6	0.4	350.6	700	140	400	1	Riss	67 mol% NaCl - 33 mol% Na2CO3
72	TP20	306.5	222.4	0.3	350.6	700	140	400	1	Riss	67 mol% NaCl - 33 mol% Na2CO3
73	TP21	306.7	223.2	0	350.6	700	160	400	1	Riss	67 mol% NaCl - 33 mol% Na2CO3
74	TP22	306.4	222.3	0.4	350.4	700	160	400	1	Riss	67 mol% NaCl - 33 mol% Na2CO3
75	TP23	306.8	222.5	0.3	350.6	700	160	400	1	Riss	67 mol% NaCl - 33 mol% Na2CO3
76	TP24	306.7	222.2	0	350.7	700	160	400	1	Riss	67 mol% NaCl - 33 mol% Na2CO3
77	TP25	306.8	223.1	0	350.2	700	160	400	1	Riss	67 mol% NaCl - 33 mol% Na2CO3
78	TP26	306.5	222.4	0.5	350.5	700	160	400	1	Riss	67 mol% NaCl - 33 mol% Na2CO3
79	TP27	307	223	0	350.2	700	160	400	1	Riss	67 mol% NaCl - 33 mol% Na2CO3
80	TP28	306.6	222.3	0.3	350.2	700	160	400	1	Riss	67 mol% NaCl - 33 mol% Na2CO3
81	TP29	306.4	222.2	0.3	350.3	700	160	400	1	Riss	67 mol% NaCl - 33 mol% Na2CO3
82	TP30	306.6	222.8	0.3	350.2	700	160	400	1	Riss	67 mol% NaCl - 33 mol% Na2CO3
83	TP31	305.6	221.5	0.4	350.1	700	160	400	1	Riss	67 mol% NaCl - 33 mol% Na2CO3
84	TP32	306.9	222.2	0	350.3	700	160	400	1	Riss	67 mol% NaCl - 33 mol% Na2CO3
85	TP33	307.2	223.5	0.4	350.2	700	160	400	1	Riss	67 mol% NaCl - 33 mol% Na2CO3

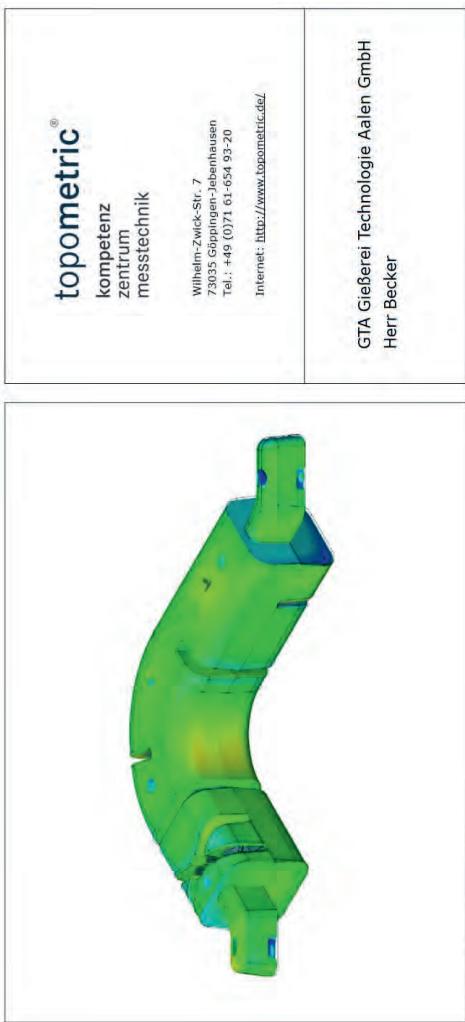
91	TP34	306,8	222,8	0,4	350	700	160	400	1	Riss
92	TP35	307,1	222,5	0,4	350,3	700	160	400	1	Riss
93	TP36	306,4	221,9	0,3	350,5	700	160	400	1	Riss
94	TP37	306	222,3	0,5	350,4	700	160	400	1	Riss
95	TP38	305,6	222,2	0,5	349,6	700	160	400	1	Riss
96	TP39	307,2	222,4	0	350,4	700	160	400	1	Riss
97	TP40	306,7	222,7	0,4	350,3	700	160	400	1	Riss
98	TP41	306,2	222,7	0,3	349,9	700	180	400	1	Riss
99	TP42	305,9	221,8	0,3	349,6	700	180	400	1	Riss
100	TP43	306,2	222,7	0	350,3	700	180	400	1	Riss
101	TP44	305,5	221,7	0,3	349,8	700	180	400	1	Riss
102	TP45	306,3	222,8	0	350,3	700	180	400	1	Riss
103	TP46	305,9	222,2	0,5	349,4	700	180	400	1	Riss
104	TP47	305,4	221,5	0,3	349,2	700	180	400	1	Riss
105	TP49	305,5	221,9	0,5	349,1	700	180	400	1	Riss
106	TP50	305,3	221,5	0,3	349,2	700	180	400	1	Riss
107	TP51	305,5	222	0,5	349,4	700	180	400	1	Riss
108	TP52	304,9	221	0,5	349,1	700	180	400	1	Riss
109	TP53	305,6	222,4	0,5	349,5	700	180	400	1	Riss
110	TP54	305,6	223	0,4	350,2	700	180	400	1	Riss
111	TP55	305,6	222,1	0,4	349,8	700	180	400	1	Riss
112	TP56	305,6	222,9	0,3	349,9	700	180	400	1	Riss
113	TP57	305,3	221,9	0	349,3	700	180	400	1	Riss
114	TP58	305,5	221,9	0,5	349,5	700	180	400	1	Riss
115	TP59	305,6	221,5	0	349,3	700	180	400	1	Riss
116	TP60	304,9	221,2	0,2	349	700	180	400	1	Riss
117	TP61	305,8	222,3	0	349,7	700	180	400	1	Riss
118	TP62	305,4	221,5	0,3	349,6	700	200	400	1	Riss
119	TP63	305,7	222	0,5	349,6	700	200	400	1	Riss
120	TP64	305,4	221,4	0,5	349,6	700	200	400	1	Riss
121	TP65	305,1	221,7	0,4	349,7	700	200	400	1	Riss
122	TP66	306	222,8	0	349,9	700	200	400	1	Riss
123	TP67	306,3	222,9	0,3	350,1	700	200	400	1	Riss
124	TP68	304,9	221,1	0,5	349,1	700	200	400	1	Riss
125	TP69	305,4	221,8	0,4	349,5	700	200	400	1	Riss
126	TP70	305,8	221,8	0,4	349,9	700	200	400	1	Riss
127	TP71	304,9	221	0,3	349	700	200	400	1	Riss
128	TP72	306,3	222,3	0,4	350,5	700	200	400	1	Riss
129	TP73	305,9	221,9	0,5	349,8	700	200	400	1	Riss
130	TP74	305,1	221,6	0,4	349,4	700	200	400	1	Riss
131	TP75	306,1	222	0,3	349,8	700	200	400	1	Riss
132	TP76	306,4	222,2	0,3	350	700	200	400	1	Riss
133	TP77	306	222	0	349,4	700	200	400	1	Riss

134	TP78	305.8	222.2	0.4	350	700	200	400	1	Riss
135	TP79	305.6	221.4	0.5	349.6	700	200	400	1	Riss
136	TP80	305.2	221.4	0.6	349.5	700	200	400	1	Riss
137	TP81	305.9	221.6	0.4	349.5	700	200	400	1	Riss
138	TP82	305.9	221.8	0.4	349.6	700	200	400	1	Riss
139	TP83	305.5	221.9	0.6	349.8	700	200	400	1	Riss
140	TP84	305.6	221.8	0.5	349.6	700	200	400	1	Riss
141	TP85	305.2	221.5	0.6	349.1	700	200	400	1	Riss
142	TP86	305.5	221.6	0.3	349.2	700	200	400	1	Riss
143	TP87	305.5	221.8	0.3	349.3	700	230	400	1	Riss
144	TP88	305.1	221.8	0.3	349.4	700	230	400	1	Riss
145	TP89	304.7	221.9	-0.3	348.6	700	230	400	1	Riss
146	TP90	305	221.8	0	349	700	230	400	1	Riss
147	TP91	305	221.9	-0.3	348.9	700	230	400	1	Riss
148	TP92	305	221.9	-0.3	348.8	700	230	400	1	Riss
149	TP93	304.9	221.9	-0.3	348.8	700	230	400	1	Riss
150	TP94	305.6	222.5	0.3	350.4	700	230	400	1	Riss
151	TP95	305.9	221.8	0.4	350.1	700	230	400	1	Riss
152	TP96	305.7	221.8	0.5	349.7	700	230	400	1	Riss
153	TP97	305.9	222.6	0	349.9	700	230	400	1	Riss
154	TP98	306.2	222.3	0.4	349.8	700	230	400	1	Riss
155	TP99	306.3	222.7	0.5	350.3	700	230	400	1	Riss
156	TP100	305.8	222	0	350	700	230	400	1	Riss
157	TP101	306	222.8	0	350	700	230	400	1	Riss
158	TP102	305.9	222.3	0.3	349.8	700	230	400	1	Riss
159	TP103	306.3	222.4	0.5	350.3	700	230	400	1	Riss
160	TP104	306.2	222.1	0.4	350	700	230	400	1	Riss
161	TP105	305.9	222.3	0	349.7	700	230	400	1	Riss
162	TP106	305.9	221.8	0.2	349.5	700	230	400	1	Riss
163	TP107	305.5	221.9	0	349.7	700	230	400	1	Riss
164	TP108	306.1	222.2	0	349.9	700	230	400	1	Riss
165	TP109	306.6	222.9	0.5	350.5	700	230	400	1	Riss
166	TP110	306.9	222.1	0.3	350.6	700	230	400	1	Riss
167	TP111	306	222	0.4	349.7	700	230	400	1	Riss
168	TP112	305.7	221.8	0	350	700	230	400	1	Riss
169	TP113	306.0	222	0.3	349.7	700	230	400	1	Riss
170	TP114	305.5	221.9	0.3	349.5	700	230	400	1	Riss
171	TP115	305.5	221.8	0.3	349.3	700	230	400	1	Riss
172	TP116	306.1	221.7	0	349.7	700	230	400	1	Riss
173	TP117	305.7	222.6	0.4	350.4	700	230	400	1	Riss
174	TP118	Bruch	0	0	0	700	230	400	1	---
175	TP119	Bruch	0	0	0	700	230	400	1	---
176	TP120	305.3	221.6	0.6	348.8	700	230	400	1	Riss

177	TP121	305.6	222	0.6	349.2	700	230	400	1	Riss	67 mol% NaCl - 33 mol% Na2CO3
178	TP122	305.4	222	0.5	349.4	700	230	400	1	Riss	67 mol% NaCl - 33 mol% Na2CO3
179	TP123	306.4	222.1	0	349.4	700	230	400	1	Riss	67 mol% NaCl - 33 mol% Na2CO3
180	TP124	306.1	222.4	0.5	349.7	700	230	400	1	Riss	67 mol% NaCl - 33 mol% Na2CO3
181	TP125	305.3	221.3	0	348.9	700	230	400	1	Riss	67 mol% NaCl - 33 mol% Na2CO3
182	TP126	304.2	220.9	0	348	700	230	400	1	Riss	67 mol% NaCl - 33 mol% Na2CO3
183	TP127	304.5	221.2	0	348.5	700	230	400	1	Riss	67 mol% NaCl - 33 mol% Na2CO3
184	TP128	304.7	221.7	0	348.5	700	230	400	1	Riss	67 mol% NaCl - 33 mol% Na2CO3
185	TP129	305.8	222.7	0	349.4	700	230	400	1	Riss	67 mol% NaCl - 33 mol% Na2CO3
186	TP130	305.4	221.6	0	349.2	700	230	400	1	Riss	67 mol% NaCl - 33 mol% Na2CO3
187	TP131	305	221.1	0	349	700	230	400	1	Riss	67 mol% NaCl - 33 mol% Na2CO3
188	TP132	306.1	222.6	0	350	700	230	400	1	Riss	67 mol% NaCl - 33 mol% Na2CO3
189	TP133	306.1	222.1	0	349.9	700	230	400	1	Riss	67 mol% NaCl - 33 mol% Na2CO3
190	TP134	305.3	221.3	0	349.0	700	230	400	1	Riss	67 mol% NaCl - 33 mol% Na2CO3
191	TP135	306	222.5	0.5	349.8	700	230	400	1	Riss	67 mol% NaCl - 33 mol% Na2CO3
192	TP136	305.6	221.7	0.5	349.3	700	230	400	1	Riss	67 mol% NaCl - 33 mol% Na2CO3
193	TP137	305.1	221	0	348.9	700	230	400	1	Riss	67 mol% NaCl - 33 mol% Na2CO3
194	TP138	306.1	222.2	0	349.8	700	230	400	1	Riss	67 mol% NaCl - 33 mol% Na2CO3
195	TP139	305.5	221.9	0.4	349.8	700	230	400	1	Riss	67 mol% NaCl - 33 mol% Na2CO3
196	TP140	304.9	221.4	0	349.2	700	230	400	1	Riss	67 mol% NaCl - 33 mol% Na2CO3
197	TP141	305	221.7	0.5	349.8	700	230	400	1	Riss	67 mol% NaCl - 33 mol% Na2CO3
198	TP142	305.6	221.4	0.5	349.4	700	230	400	1	Riss	67 mol% NaCl - 33 mol% Na2CO3
199	TP143	305	221.7	0.3	348.9	700	230	400	1	Riss	67 mol% NaCl - 33 mol% Na2CO3
200	TP144	304.9	221.5	0.3	349.2	700	230	400	1	Riss	67 mol% NaCl - 33 mol% Na2CO3
201	TP145	305.6	221.9	0.3	349.2	700	230	400	1	Riss	67 mol% NaCl - 33 mol% Na2CO3
202	TP146	305	221.8	0.5	349.2	700	230	400	1	Riss	67 mol% NaCl - 33 mol% Na2CO3
203	TP147	305.3	221.5	0.3	349.2	700	230	400	1	Riss	67 mol% NaCl - 33 mol% Na2CO3
204	TP148	305.2	221.8	0	348.9	700	230	400	1	Riss	67 mol% NaCl - 33 mol% Na2CO3
205	TP149	305.3	221.3	0	348.6	700	230	400	1	Riss	67 mol% NaCl - 33 mol% Na2CO3
206	TP150	305.8	221.6	0	349.4	700	230	400	1	Riss	67 mol% NaCl - 33 mol% Na2CO3
207	ALG1	304.9	220.9	0.3	348.4	650	230	400	0.5		55 mol% NaCl - 45 mol% Na2CO3
208	ALG2	304.7	221	0.4	348.1	650	230	400	0.5		55 mol% NaCl - 45 mol% Na2CO3
209	ALG3	304.4	221	0.4	348.3	650	230	400	0.5		55 mol% NaCl - 45 mol% Na2CO3
210	ALG4	304.9	221.1	0.4	348.8	650	230	400	0.5		55 mol% NaCl - 45 mol% Na2CO3
211	ALG5	304.3	221.2	0.3	348.1	650	230	400	0.5		55 mol% NaCl - 45 mol% Na2CO3
212	ALG6	304.4	221.2	0.5	348.1	650	230	400	0.5		55 mol% NaCl - 45 mol% Na2CO3
213	ALG7	304.2	220.9	0.4	348	650	230	400	0.5		55 mol% NaCl - 45 mol% Na2CO3
214	ALG8	304.1	221	0.4	348	650	230	400	0.5		55 mol% NaCl - 45 mol% Na2CO3
215	ALG9	303.8	221.2	0	347.6	650	230	400	0.5		55 mol% NaCl - 45 mol% Na2CO3
216	ALG10	304.2	221.0	0.3	348.2	650	230	400	0.5		55 mol% NaCl - 45 mol% Na2CO3
217	ALG11	304.4	221.1	0.3	348	650	230	400	0.5		55 mol% NaCl - 45 mol% Na2CO3
218	ALG12	304.5	220.9	0	348.2	650	230	400	0.5		55 mol% NaCl - 45 mol% Na2CO3
219	ALG13	304.1	220.9	0.4	348	650	230	400	0.5		55 mol% NaCl - 45 mol% Na2CO3

220	ALG14	304,7	221,1	0,4	348,4	650	230	400	0,5	55 mol% NaCl -45 mol% Na ₂ CO ₃
221	ALG15	304,5	221,0	0,5	348,3	650	230	400	0,5	55 mol% NaCl -45 mol% Na ₂ CO ₃
222	ALG16	303,9	220,9	0	347,6	650	230	400	0,5	Riss
223	ALG17	303,9	221,0	0	347,6	650	230	400	0,5	Riss
224	ALG18	304,2	221,3	0,4	347,8	650	230	400	0,5	Riss
225	ALG19	304,0	221,0	0,3	347,4	650	230	400	0,5	Riss
226	ALG20	304,0	221,1	0	347,5	650	230	400	0,5	Riss
227	ALG21	303,6	220,8	0	347,3	650	230	400	0,5	Riss
228	ALG22	304	221,3	0	347,3	650	230	400	0,5	55 mol% NaCl -45 mol% Na ₂ CO ₃
229	ALG23	304,5	221,2	0,3	348,1	650	230	400	0,5	55 mol% NaCl -45 mol% Na ₂ CO ₃
230	ALG24	304,6	221,5	0,3	347,8	650	230	400	0,5	55 mol% NaCl -45 mol% Na ₂ CO ₃
231	ALG25	304,5	221,1	0,3	348,1	650	230	400	0,5	Riss
232	ALG26	304,7	221,3	0	348,1	650	230	400	0,5	55 mol% NaCl -45 mol% Na ₂ CO ₃
233	ALG27	304,6	221,1	0	347,9	650	230	400	0,5	55 mol% NaCl -45 mol% Na ₂ CO ₃
234	ALG28	304,5	221,0	0,3	348,4	650	230	400	0,5	55 mol% NaCl -45 mol% Na ₂ CO ₃
235	ALG29	304,7	221,4	0,4	348,4	650	230	400	0,5	55 mol% NaCl -45 mol% Na ₂ CO ₃
236	ALG30	304,9	221,4	0	348,7	650	230	400	0,5	55 mol% NaCl -45 mol% Na ₂ CO ₃
237	ALG31	304,8	221,3	0,3	348,3	650	230	400	0,5	55 mol% NaCl -45 mol% Na ₂ CO ₃
238	ALG32	304,2	221,0	0	347,1	650	230	400	0,5	55 mol% NaCl -45 mol% Na ₂ CO ₃
239	ALG33	303,8	221,1	0,3	348,2	650	230	400	0,5	55 mol% NaCl -45 mol% Na ₂ CO ₃
240	ALG34	304	221,0	0	347,8	650	230	400	0,5	55 mol% NaCl -45 mol% Na ₂ CO ₃
241	ALG35	304	221,3	0	347,2	650	230	400	0,5	55 mol% NaCl -45 mol% Na ₂ CO ₃
242	ALG36	303,8	220,7	0	347,7	650	230	400	0,5	55 mol% NaCl -45 mol% Na ₂ CO ₃
243	ALG37	303,8	220,7	0	347,7	650	230	400	0,5	55 mol% NaCl -45 mol% Na ₂ CO ₃
244	ALG38	303,9	221,1	0,2	347,4	650	230	400	0,5	55 mol% NaCl -45 mol% Na ₂ CO ₃
245	ALG39	304,3	221,1	0	347,1	650	230	400	0,5	55 mol% NaCl -45 mol% Na ₂ CO ₃
246	ALG40	304,3	221,2	0	347,4	650	230	400	0,5	55 mol% NaCl -45 mol% Na ₂ CO ₃
247	ALG41	303,9	221,3	0	346,8	650	230	400	0,5	Riss
248	ALG42	304,2	221,1	0	347,2	650	230	400	0,5	55 mol% NaCl -45 mol% Na ₂ CO ₃
249	ALG43	304	221,0	0,1	347,7	650	230	400	0,5	55 mol% NaCl -45 mol% Na ₂ CO ₃
250	ALG44	303,8	220,6	0,2	347,5	650	230	400	0,5	55 mol% NaCl -45 mol% Na ₂ CO ₃
251	ALG45	303,9	220,8	0,3	347,7	650	230	400	0,5	55 mol% NaCl -45 mol% Na ₂ CO ₃
252	ALG46	304	221,1	0	347,6	650	230	400	0,5	55 mol% NaCl -45 mol% Na ₂ CO ₃
253	ALG47	304	220,6	0,1	347,7	650	230	400	0,5	55 mol% NaCl -45 mol% Na ₂ CO ₃
254	ALG48	304	221,0	0,2	347,9	650	230	400	0,5	55 mol% NaCl -45 mol% Na ₂ CO ₃

Soll-Ist-Vergleich: Salzkern



Objektname:	Salzkern
Teile-Nr.:	1
CAD:	Salzkern_Hochschule_Aalen.stp
Zechnungs-Nr.:	n.a.

© topometric GmbH. Alle Rechte vorbehalten, insbesondere bzgl. jeder Verfügung, Verwertung, Reproduktion, Bearbeitung, Weitergabe sowie für den Fall von Schutzrechtsanmeldungen

topometric®

Ausrichtung: Best-Fit gesamtes Bauteil

5/18

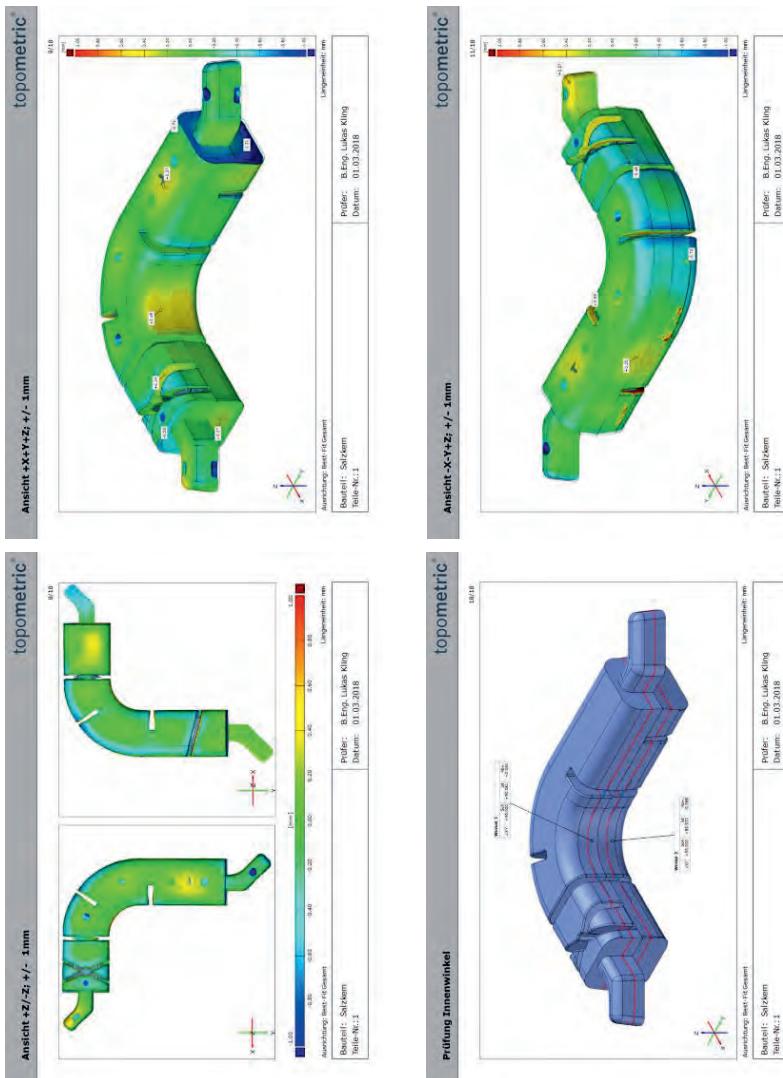


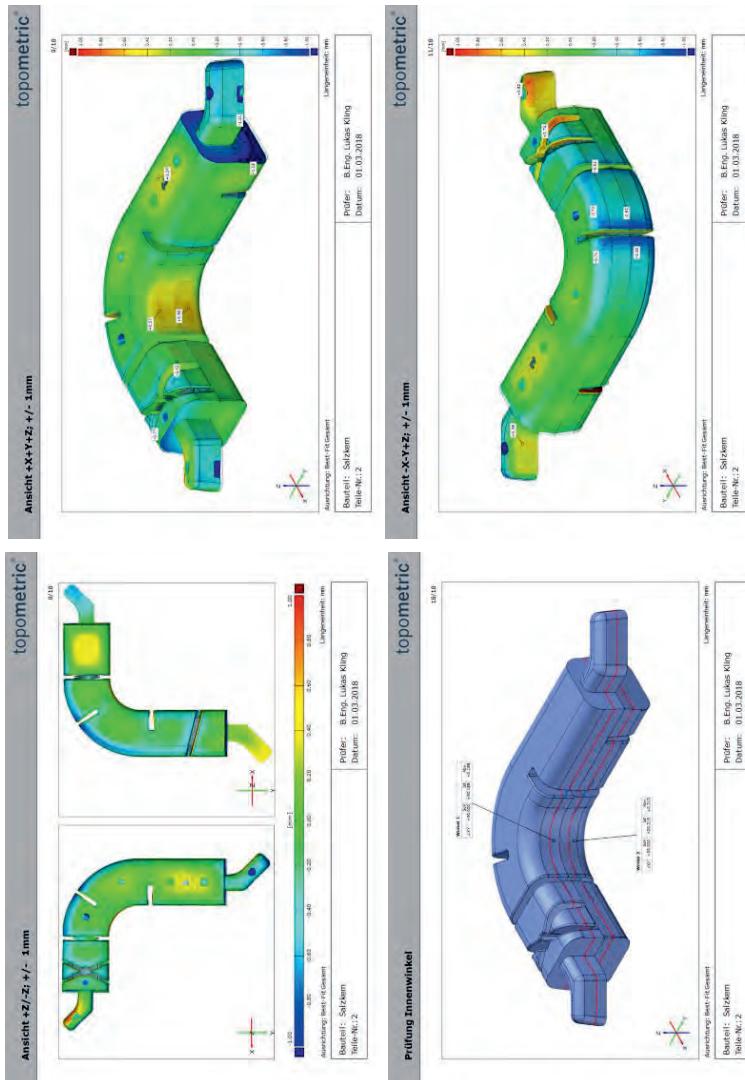
Ausrichtung: Best-Fit Gesamt

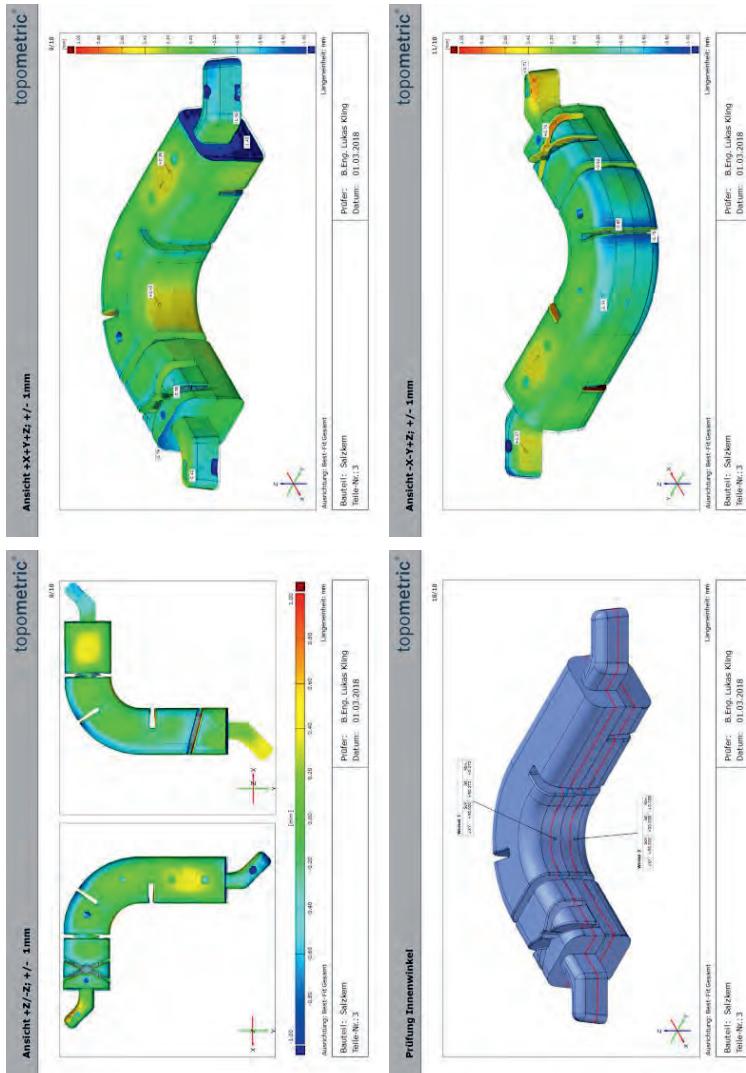
Bauteil: Salzkern
Teile-Nr.: 1

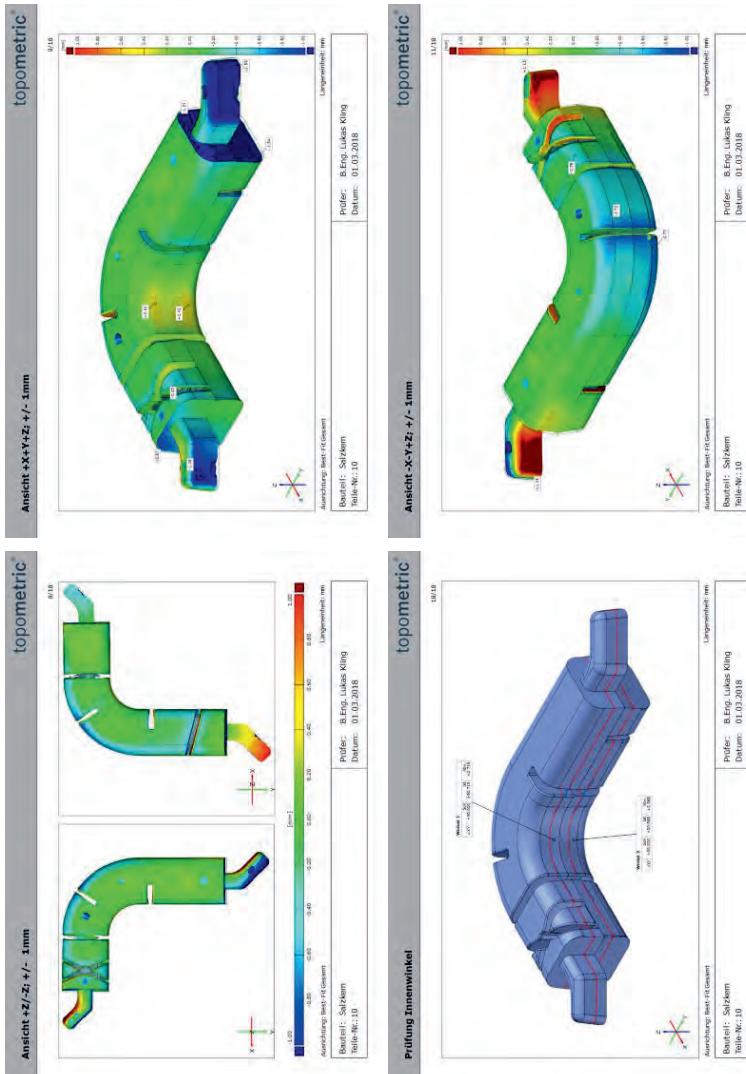
Längeneinheit: mm

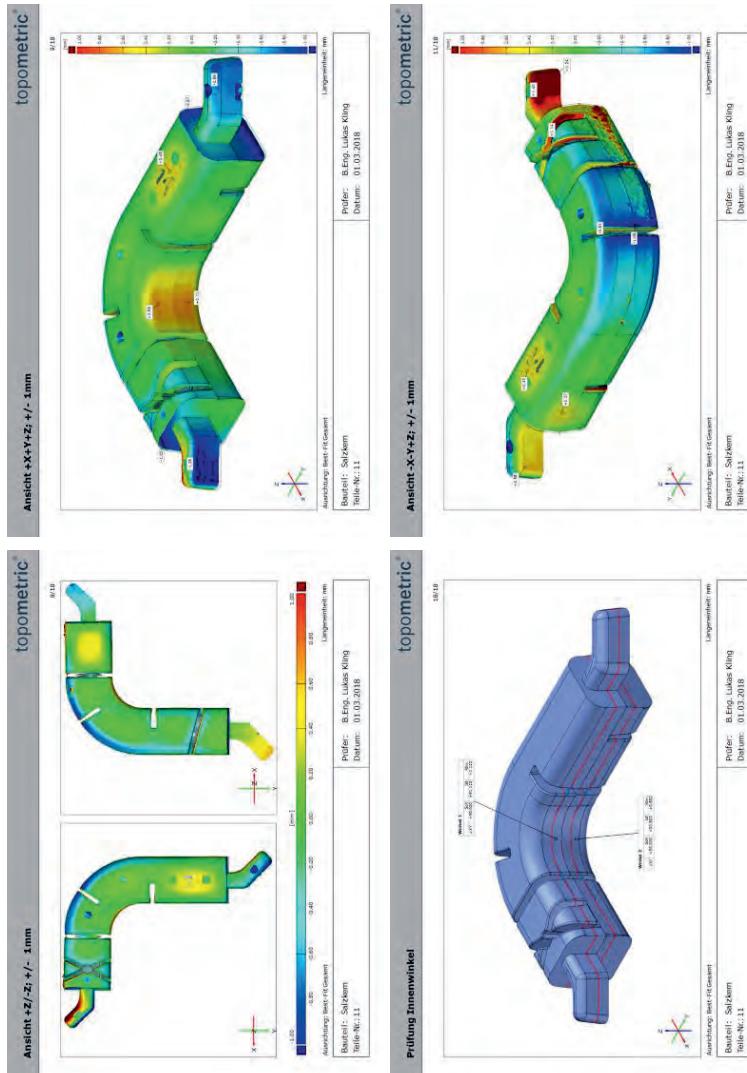
Prüfer: B.Eng. Lukas Kling
Datum: 01.03.2018

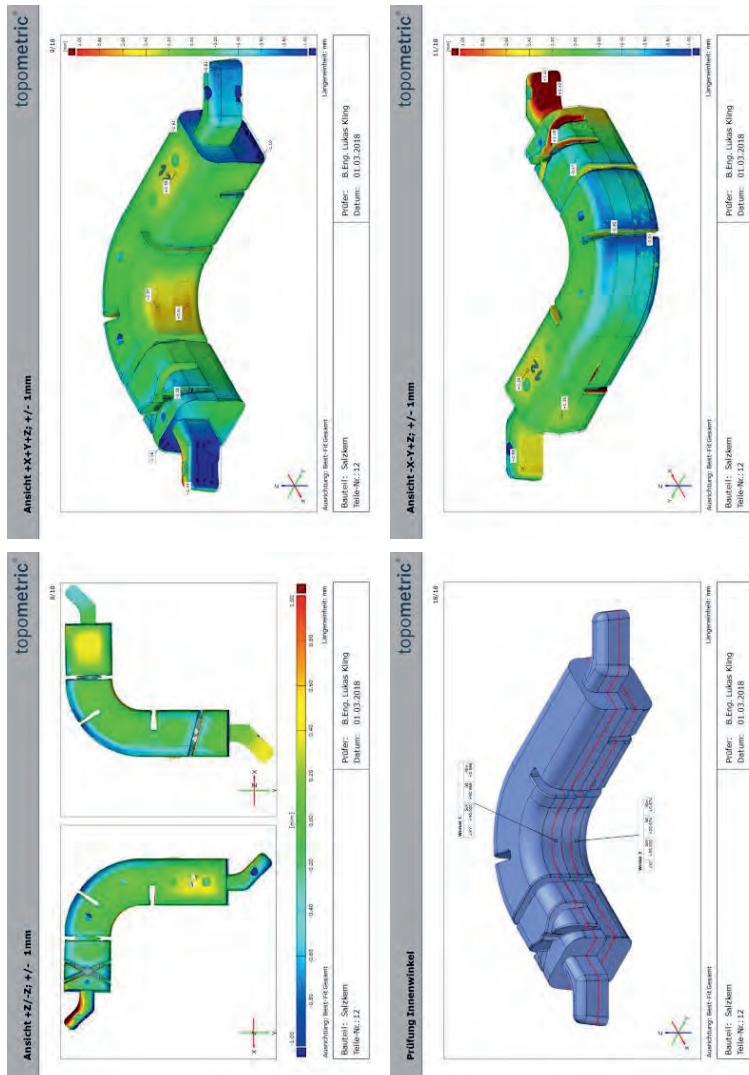


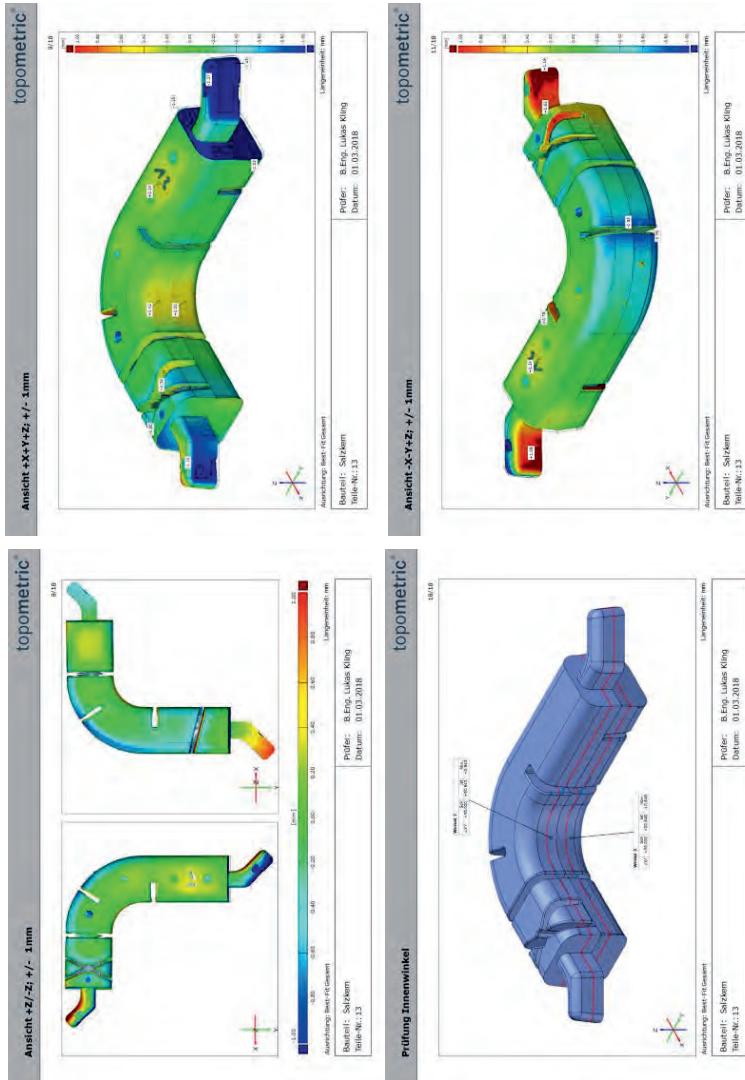


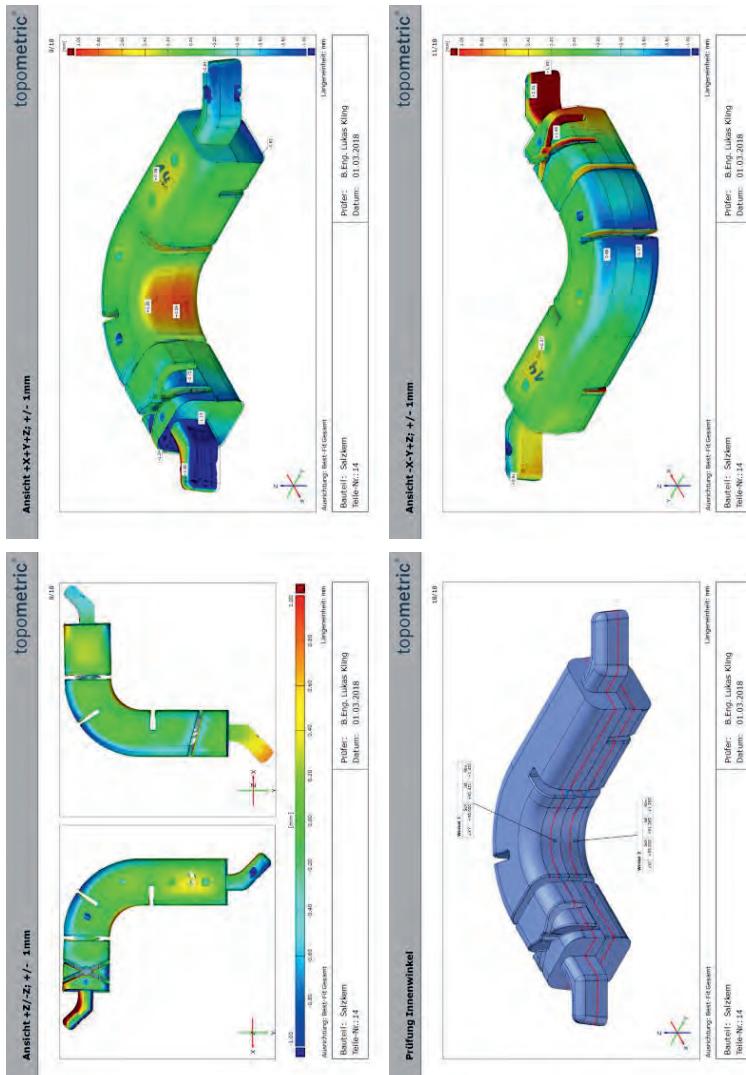


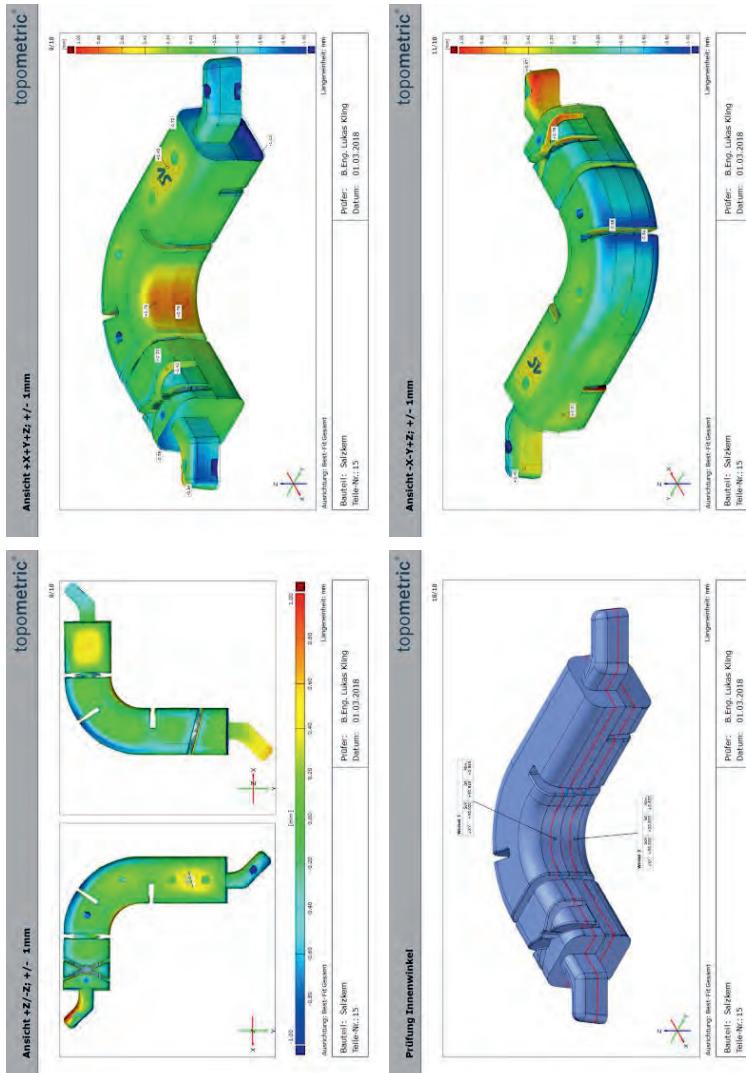


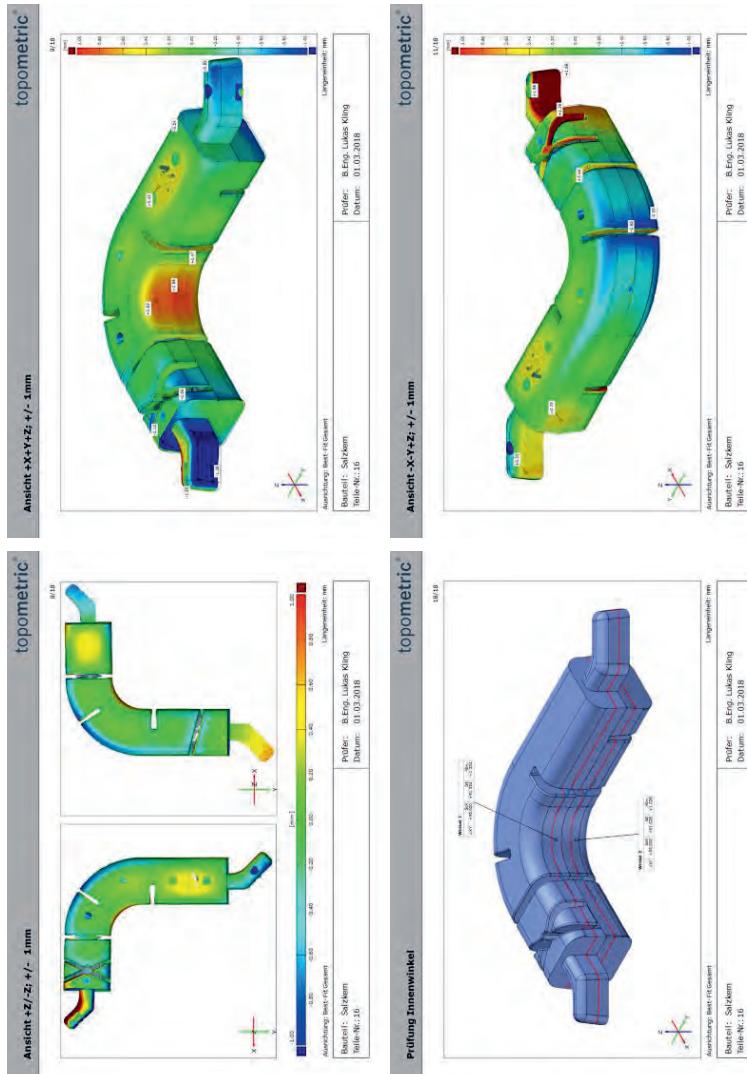


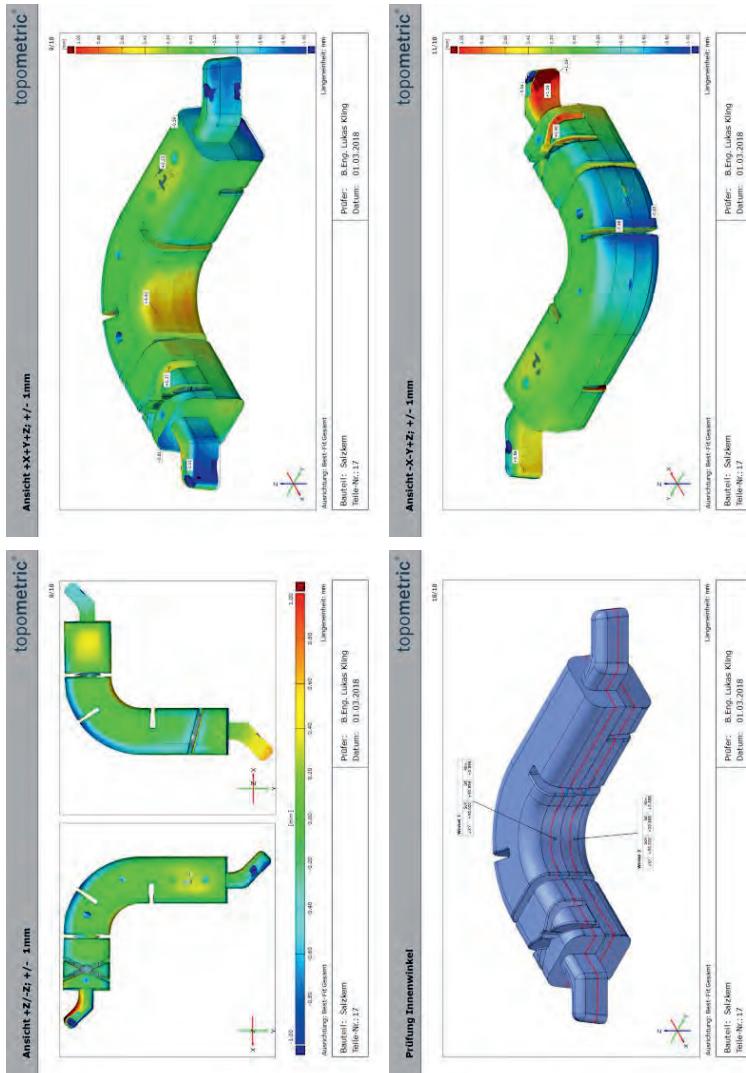


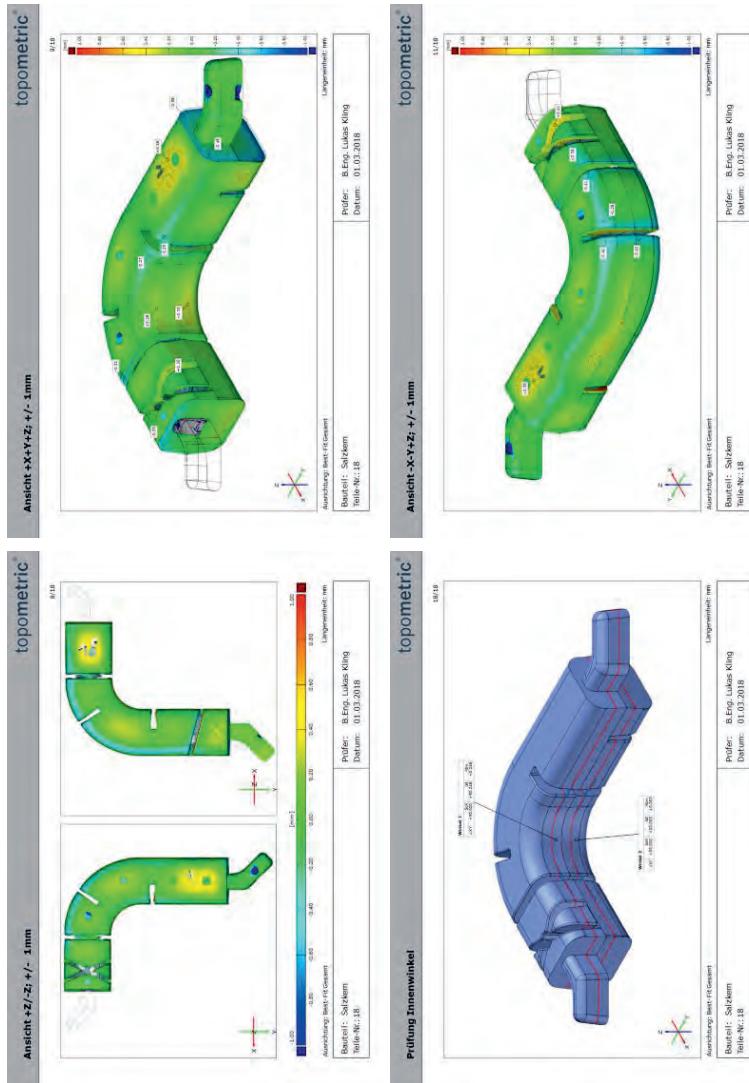


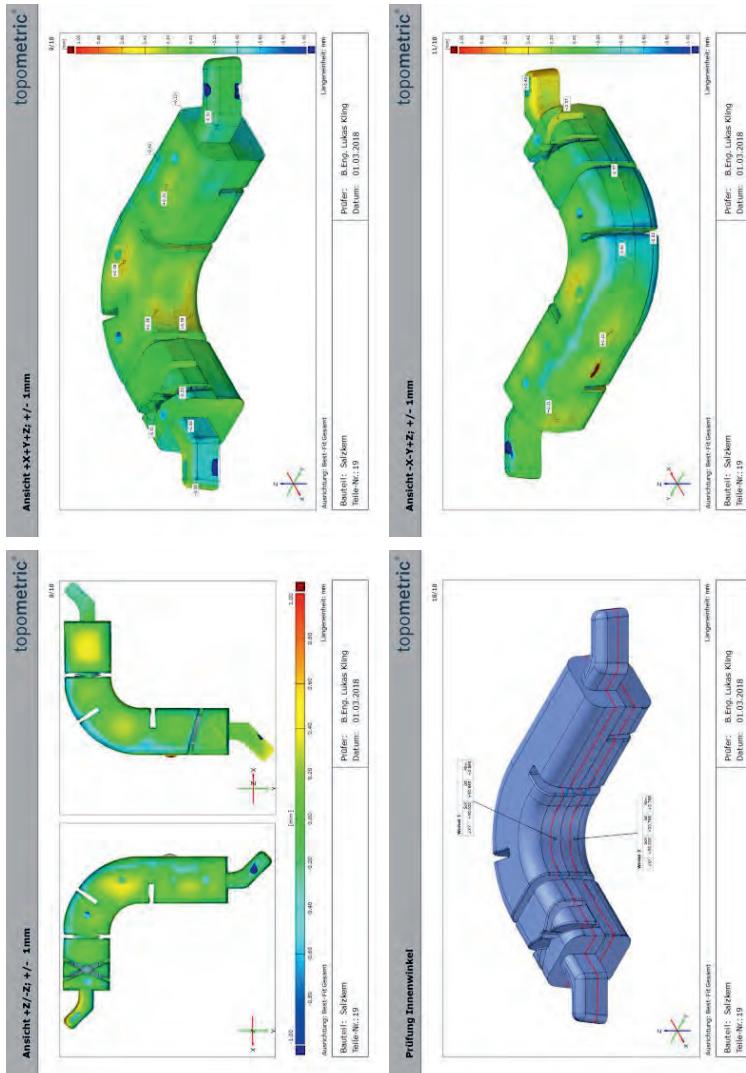


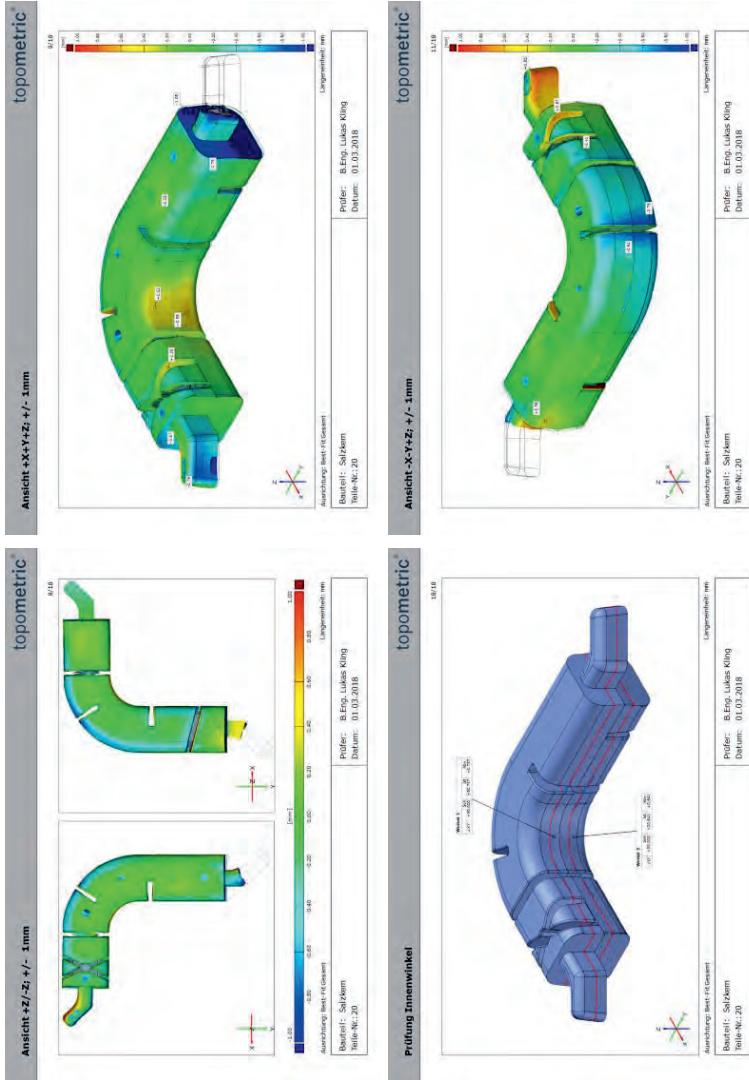


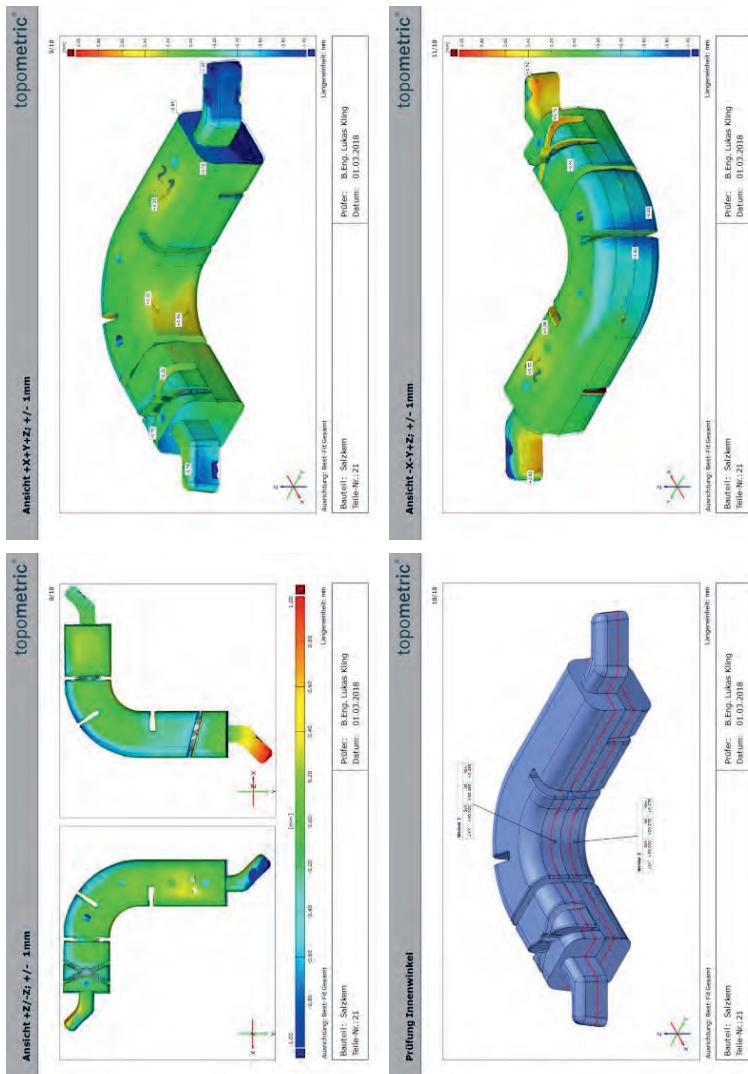


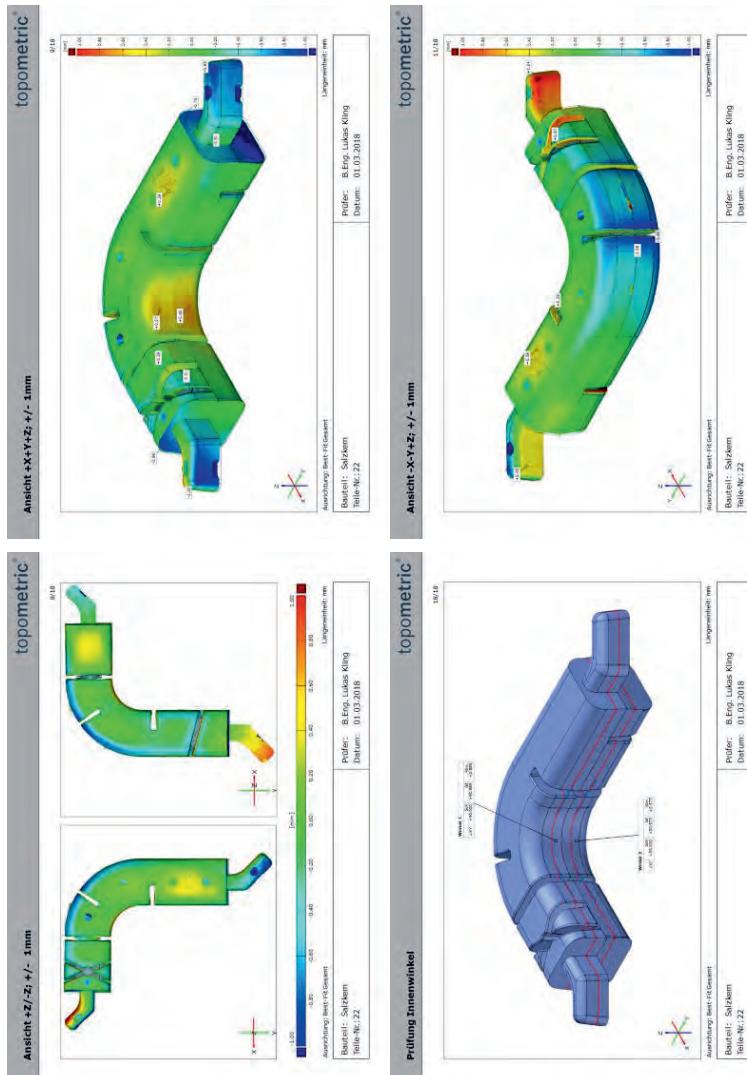


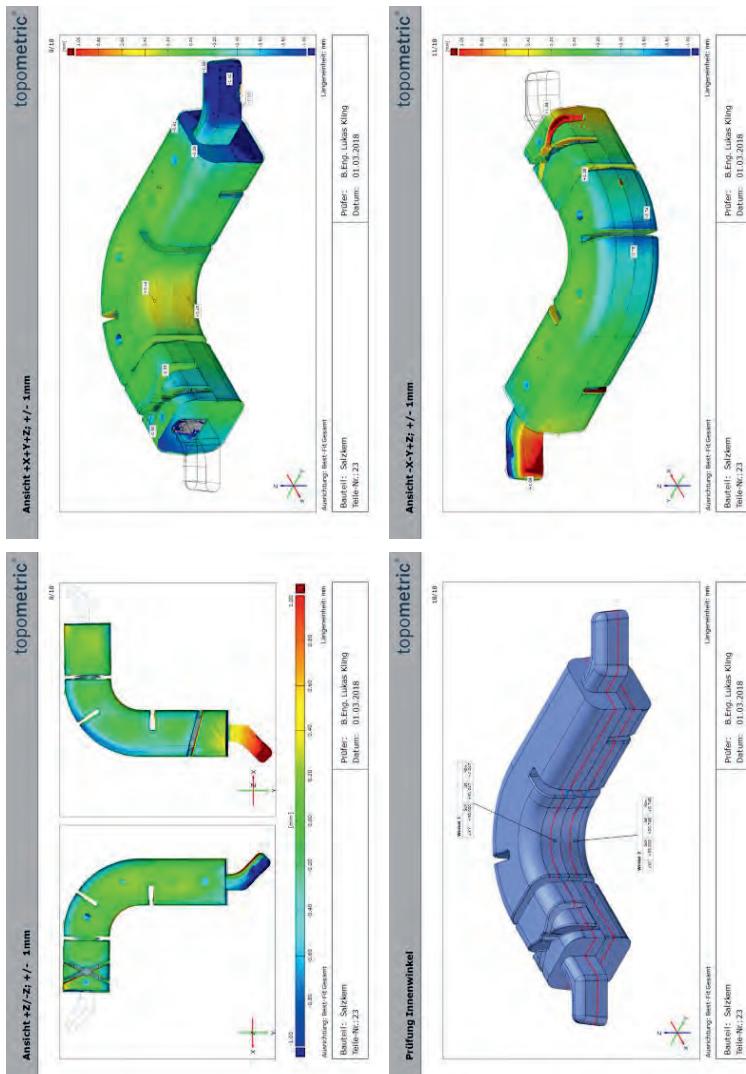


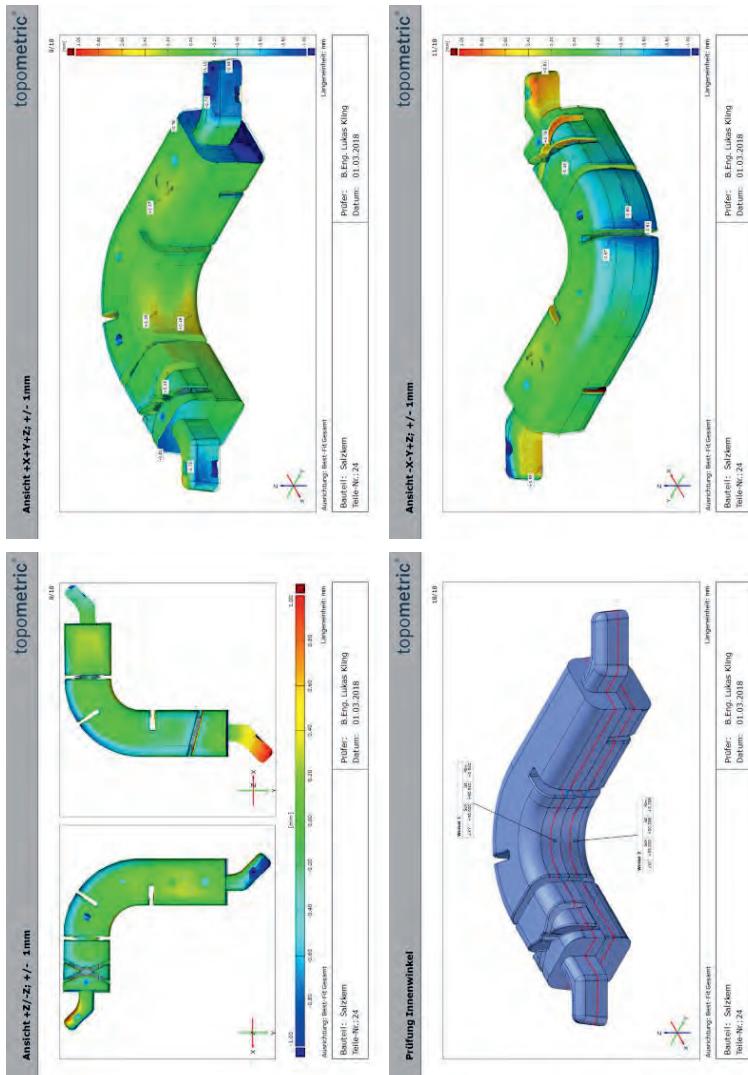


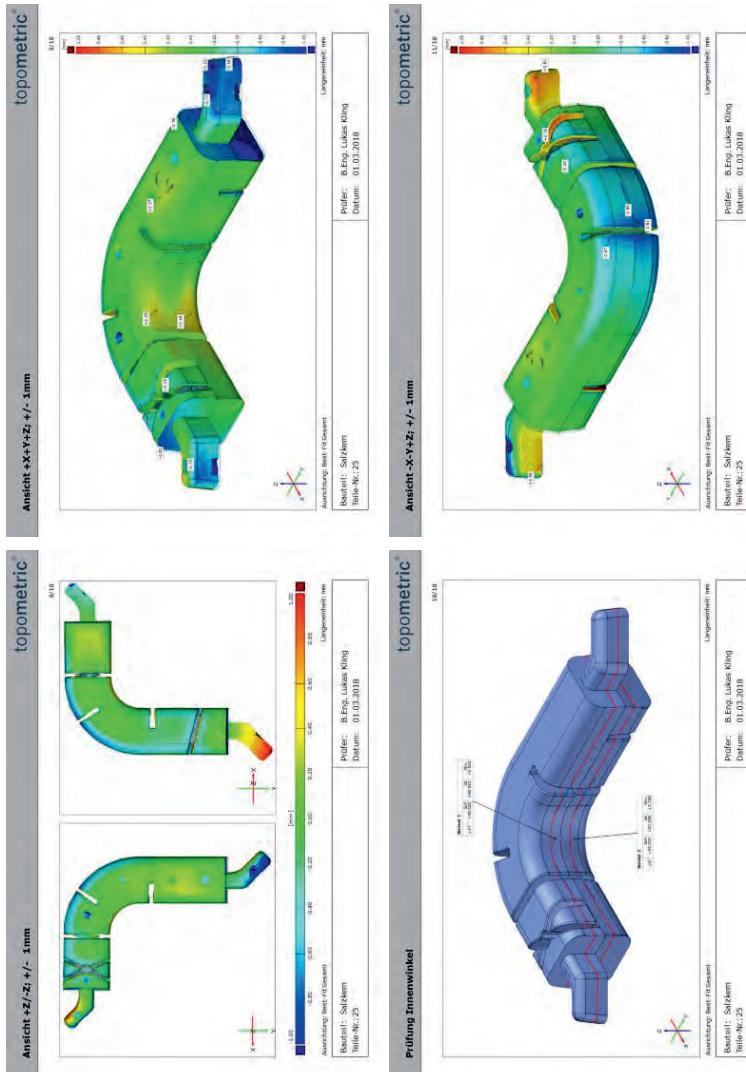


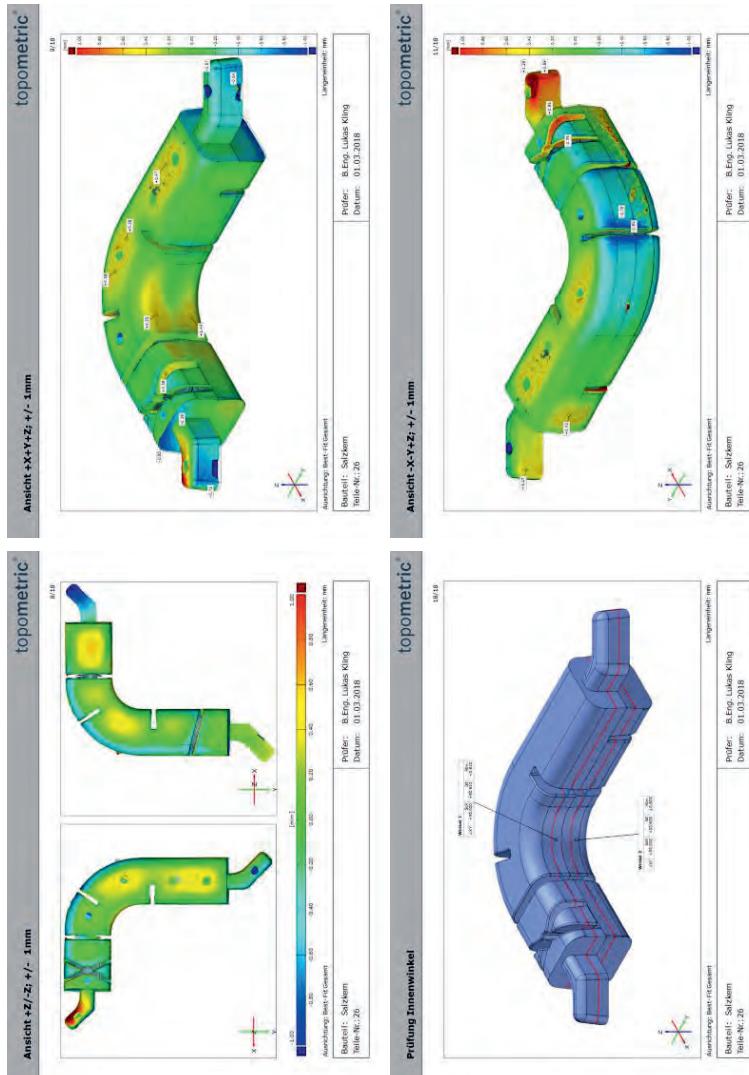












number		area								comment
		1	2	3	4	5	6	7	8	
ALG	630-S-4	i	b	i	b	i	b	i	b	
ALG	139		x	x					x	
ALG	103		x		x				x	
ALG	630-S-9			x						
ALG	630-S-6		x		x					
ALG	630-S-5		x		x				x	
ALG	A2-180219	x		x		x		x		
ALG	140		x	x	x	x	x	x		
ALG	151	x		x	x	x	x	x		
ALG	97		x	x	x	x	x	x		
ALG	630-S-7	x		x		x		x		
ALG	93			x		x		x		
ALG	138	x		x		x		x		
ALG	148	x		x		x		x		
HGF	TP60		x	x	x	x	x	x	x	
HGF	TP59	x		x		x		x		
ALG	A3-180219			x		x		x		
ALG	89			x		x		x		
ALG	90	x		x		x		x		
ALG	117	x		x		x		x		
ALG	630-S-10			x		x		x		
ALG	92	x		x		x		x		
ALG	144	x		x		x		x		
HGF	TP128	x		x		x		x		
ALG	129		x	x	x	x	x	x	x	
ALG	134	x	x	x	x	x	x	x	x	

		area						Total									
		1	2	3	4	5	6	7	8								
	i b																
Total	1	15	1	11	1	11	13	21	0	29	0	20	1	3	0	38	
Total ALG	1	1	14	1	9	1	11	11	20	0	27	0	18	1	1	0	33
Total HGF	0	0	1	0	2	0	0	2	1	0	2	0	2	0	2	0	5

		area																	
		1		2		3		4		5		6		7		8			
		i	b	i	b	i	b	i	b	i	b	i	b	i	b	i	b		
Total [%]		39%	39%	39%	39%	29%	30%	29%	30%	34%	35%	0%	0%	76%	0%	53%	37%	8%	0%
Total ALG [%]		3%	3%	42%	3%	27%	3%	33%	33%	61%	0%	82%	0%	55%	3%	3%	0%	38	33
Total HGF [%]		0%	0%	20%	0%	40%	0%	0%	40%	20%	0%	40%	0%	40%	0%	40%	0%	5	5

#

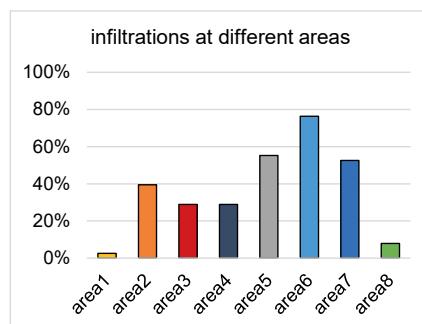
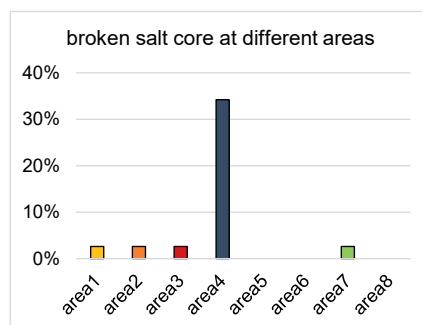
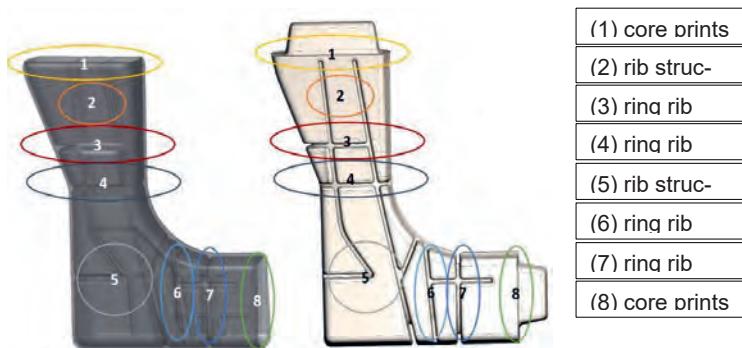
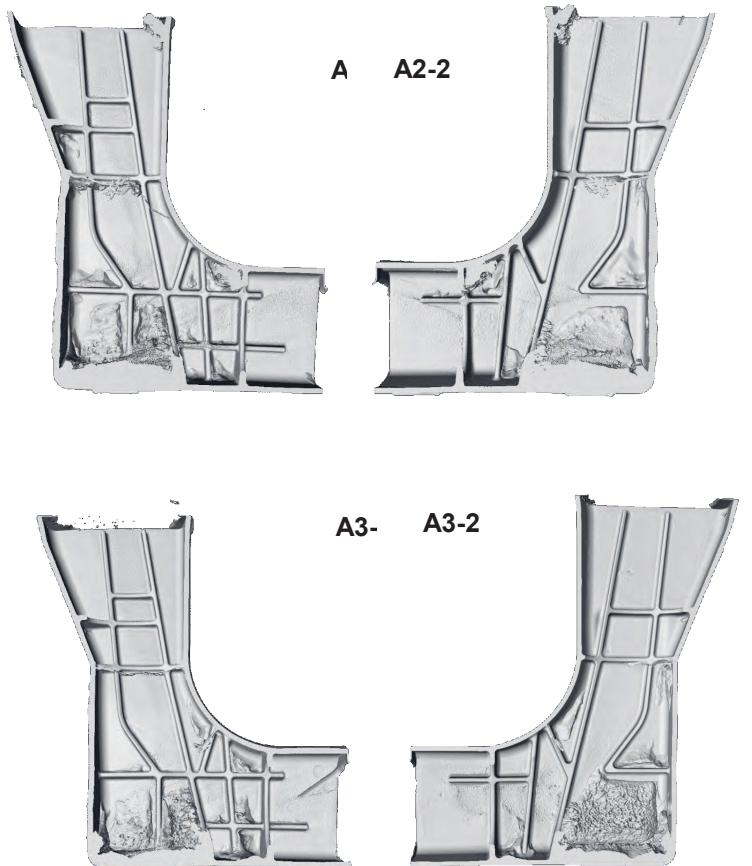
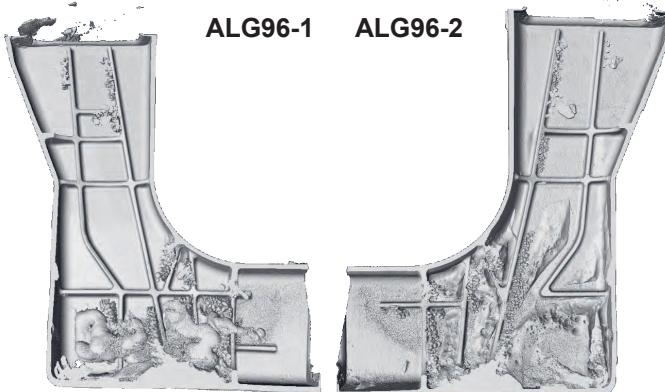
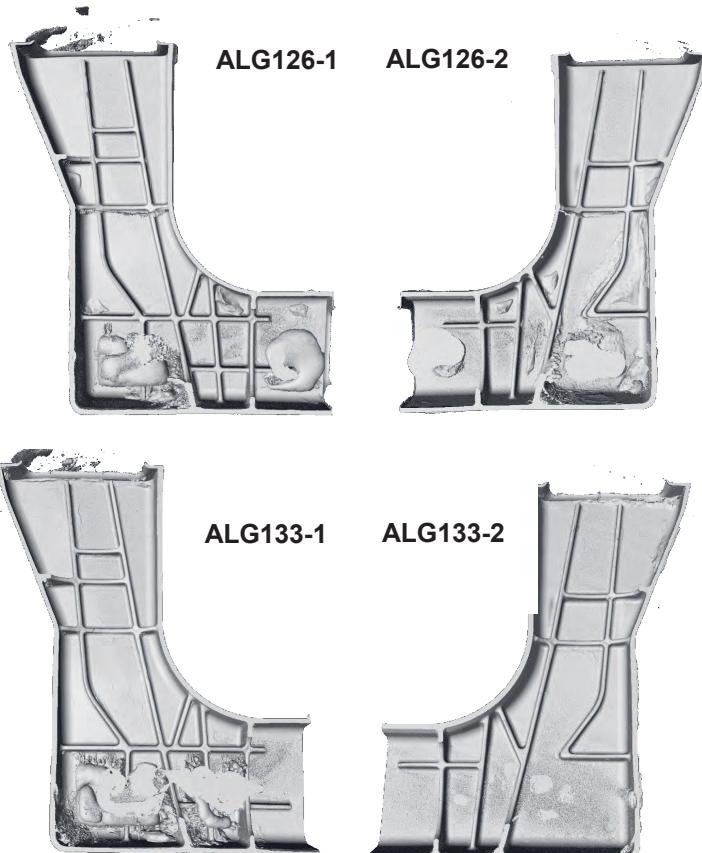
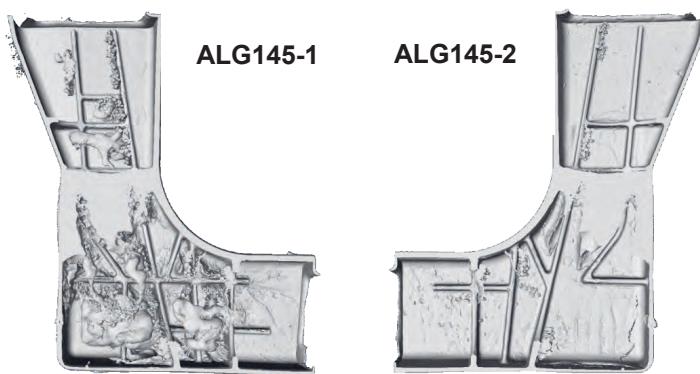
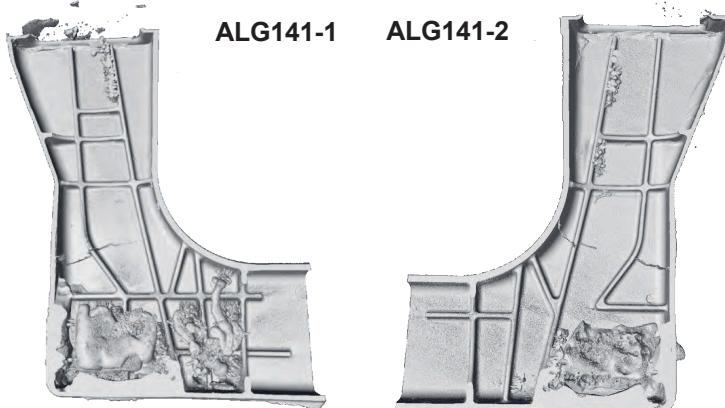


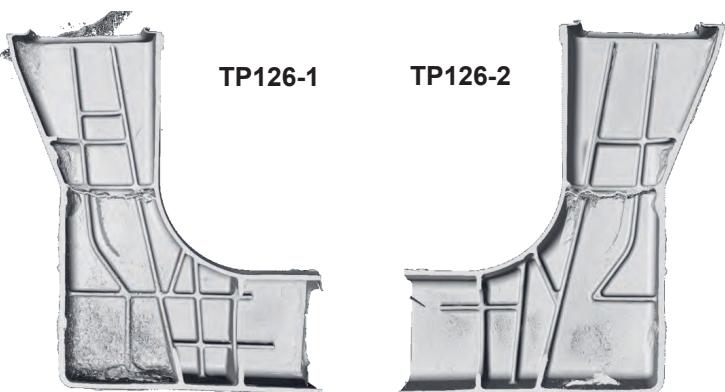
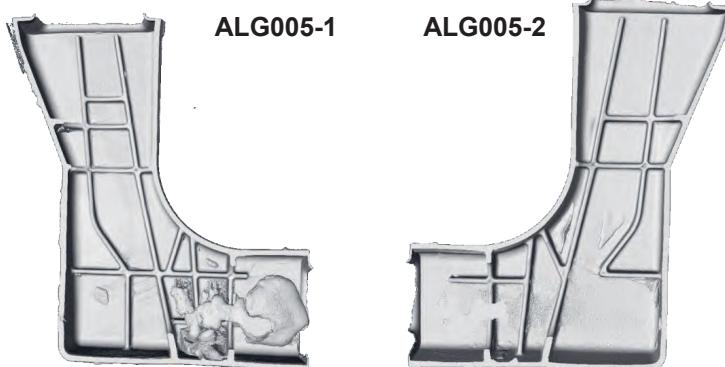
Tabelle 31: Analyse der Umgussbauteile mit der Computertomographie











Literaturverzeichnis

- [1] Presse- und Informationsamt der Bundesregierung , „*Ziele der Bundesregierung, Klimaschutzprogramm 2030*“, Imagebroschüre, 2019
- [2] AMAP GmbH - Open Innovation Research Cluster der RWTH Aachen University, „*Projekt 10 Hohle Aluminium-Strukturbauten im HPDC*,“ Aachen, 2016.
- [3] S. Fischer, „*AMAP P10- Hohle Aluminiumstrukturbauten im HPDC*,“ in Projektpräsentation AMAP P10, Aachen, 2016.
- [4] Kallien, Lothar, „*Salzkerne im Druckguss*,“ in Gießerei Special „Perspektivien“ 01/2016, Giesserei-Verlag, 2016, pp. 32-43.
- [5] Oskar Frech GmbH + Co.KG, „*Werkzeugtechnologie*,“ Broschüre Werkzeugtechnologie / Tooling 2020
- [6] Schiele & Schön, „*Gießereilexikon – Druckgießform*, 17. Auflage, S.223, ISBN: 3794906063
- [7] R. Henle, K. Anderko und M. Stark , „*Forming hollow cast articles*“. USA Patent US3407864A, 29 Oktober 1968.
- [8] M. Scheydecker, „*Innovationspotenzial Salzkerne - Herausforderungen für Serienanwendungen*,“ in Aalener Gießereikolloquium, Aalen, 2013.
- [9] N. Erhard, „*3D-Hohlstrukturen mittels Salzkerne, hergestellt im Warmkammdruckgießverfahren*,“ in Aalener Gießerei Kolloquium, Hochschule Aalen, 2016.
- [10] R. Donahue, *Persönliche Mitteilung an Kallien, Lothar*, Merucry Marine, 1992.
- [11] A. Schäfer, „*MAXICORE, Hochfeste Spezialkerne für den Aluminium-Druckguss*,“ in 3. Formstofftage , Duisburg, 2000.
- [12] S. Beer, „*Modulares Konzept für höchstbelastete Druckgussmotoren aus Aluminium*,“ in Aalener Gießereikolloquium, Hochschule Aalen, 2008.
- [13] E. Koya, Y. Fukuda und S. Kitagawa, „*Manufacturing Technology for Hollow Structure Large Aluminum Parts Production by HPDC*,“ SAE International 2015-01-1319, pp. 65-72, 14 04 2015.
- [14] R. Molina und R. Moschini, „*Production of hollow components in High Pressure Die Casting through the use of ceramic lost cores*,“ in High Tech die Casting, Vicenza, 2012.
- [15] R. Moschini, „*Closed-deck cylinder block with SSRTM technology and ceramic lost cores*,“ in Aalener Giessereikolloquium, Hochschule Aalen, 2011.

- [16] G. Trommer, „*Automatisiertes Herstellen von 8 Gang-Getriebegehäusen – Roboter positioniert auch Einlegerohre*,“ Giesserei , pp. 83-84, Dezember 2009.
- [17] F. Heppes, „*Gießkerne und Verfahren zur Erzeugung von Hohlräumen in Gussteilen*“. Deutschland Patent DE 10 026 546 B4, 02 September 2004.
- [18] F. Nielsen, „*Verfahren zum Eingießen von Eisenteilen in Aluminium bzw. in Aluminium-Legierungen*“. Deutschland Patent DE 1031 937, 12 Juni 1958.
- [19] M. Speicher, „*Verfahren zum Herstellen von Gussteilen und Inserts für Gussteile*“. Patent DE 10 2004 047 841 A1, 20 April 2006.
- [20] V. Scherer, M. Buchmann und P. Gödel, „*Zylinderlaufbuchse und Verfahren zu ihrer Herstellung*“. Patent DE 10 2006 016 524 B3, 19 Juli 2007.
- [21] L. Kallien, C. Böhnlein, A. Dworog und B. Müller, „*Ergebnisse aus dem Forschungsprojekt 3-D-Freiform – medienführende Kanäle im Druckguss*,“ Giesserei, pp. 36-43, Dezember 2013.
- [22] L. Kallien, „*Hohle Strukturen im Druckguss*,“ in Lost Core Symposium, Fa. Bühler, Uzwil, Schweiz, 2012.
- [23] M. Fabbroni, „*Lost Core im Sandguss*, Bühler AG,“ Giesserei Erfahrungsaustausch, pp. 10-12, 2013.
- [24] J. Yaokawa, D. Miura, K. Anzai, Y. Yamada und H. Yoshii, „*Mechanical properties of salt core comprised of alkali carbonate and alkali chloride*,“ Japan Foundry Engineering Society Vol. 78 No. 10, pp. 516-522, 2006.
- [25] Y. Yamada, „*Process for producing salt core for casting*“. Shizuoka, JP Patent EP 2 277 644 A1, 26 01 2011.
- [26] F. Obolentsev, V. A. Voznesenskii, L. A. Ivanova und I. Chmykh, „*Improving the quality of salt core compositions*,“ Chemical and Petroleum Engineering No.6, pp. 519-521, 1977.
- [27] T. F. Flessner und C. S. Marr, „*Die Casting using Casting Salt Cores*“. USA Patent US5303761A, 19 April 1994.
- [28] K. Anzai, K. Oikawa und Y. Yamada, „*Method for producing salt core for casting*“. Patent EP2425910A1 / WO2010/126135, 07 03 2012.
- [29] J. Yaokawa, A. Koichi, Y. Yamada und H. Yoshii, „*Strength of Salt Core Composed of Alkali Carbonate and Alkali Chloride Mixtures Made by Casting technique*,“ 2007.
- [30] K. Anderko und R. Henle, „*Forming hollow cast articles*“. USA Patent US 3 407 864, 29 Oktober 1968.
- [31] K. Anderko und M. Stark, „*Core for use in foundries and a method of forming cavi-ties in castings*“. Patent GB 1 274 966 A, 17 Mai 1972.

-
- [32] H. Eibisch, „*Studien zu Kerntechnologien hohlgegossener Druckgussbauteile*,“ in Aalener Gießerei Kolloquium, Hochschule Aalen, 2014.
 - [33] B. Fuchs, *Salzkerntechnologie für Hohlgussteile im Druckguss*, Erlangen: Dissertation der Universität Erlangen-Nürnberg, ISBN 978-3-95404-758-1.
 - [34] P. Stingl und G. Schiller, „*Leichte und rückstandsreie Entkernung – Salzkerne für den Aluminiumguss*,“ Giesserei Erfahrungsaustausch, pp. 3-9, Juni 2009.
 - [35] D. Käfer, „*Kerne sowie ein Verfahren zur Herstellung von Kernen*.“ Patent DE 10 2006 046 792 A1, 05 April 2007.
 - [36] D. Thiemann, „*Kerne auf der Basis von Salz und Verfahren zu ihrer Herstellung*.“ Patent WO 2010 007 180 A2, 21 Januar 2010.
 - [37] G. Habel, „*Wirtschaftlichkeit beim Salzkernverfahren im Aluminium Druckguss*,“ in Aalener Gießerei Kolloquium, Hochschule Aalen, 2013.
 - [38] L. Kallien, „*Hohle Salzkerne*.“ Patent DE102012108079.8.
 - [39] L. Storsberg, „*Einsatz von Gussbauteilen im Rohbau als Beitrag zu innovativem Leichtbau am Beispiel des neuen Mercedes SL*,“ in Aalener Gießerei Kolloquium, Hochschule Aalen, 2012.
 - [40] M. Scheydecker, „*Innovationspotential Salzkerne - Herausforderungen für Serienanwendungen im Aluminium Guss*,“ in Aalener Gießerei Kolloquium, Hochschule Aalen, 2013.
 - [41] D. Pierri und C. Beck, „*Lost Core-Technologie - offen für alle; Chancen und Grundlagen des Verfahrens*,“ Giesserei, Nr. 103, pp. 46-52, 2016.
 - [42] W. Weißbach, M. Dahms und C. Jaroschek, „*Werkstoffkunde - Strukturen, Eigenschaften, Prüfung*,“ Springer Fachmedien, 2015, pp. 461-463.
 - [43] M. Binnewies, M. Finze, M. Jäckel, P. Schmidt, H. Willner und G. Rayner-Canham, „*Allgemeine und Anorganische Chemie*,“ Springer Verlag GmbH, 2016, pp. 74-80.
 - [44] E. Riedel und H.-J. Meyer, *Allgemeine und anorganische Chemie*, Walter de Gruyter GmbH & Co. KG, 2018.
 - [45] P. Tipler und G. Mosca, „*Das Coulomb'sche Gesetz*,“ in Physik für Wissenschaftler und Ingenieure, Springer-Verlag Berlin, 2007, pp. 647-650.
 - [46] U. Müller, „*Anorganische Strukturchemie; Ionenbindungen*,“ Wiesbaden, Vieweg + Teuner GWV Fachverlage GmbH, 2008, pp. 82-87.
 - [47] factsage - Thermfact and GTT-Technologies, „*Phasediagramms saltdatabase NaCl-NaNO₃*,“ 2015.
 - [48] factsage - Thermfact and GTT-Technologies, „*Phasediagramms saltdatabase NaCl-Na₂CO₃*,“ 2015.

- [49] A. H. Fritz und G. Schulze, *Fertigungstechnik*, 10. Auflage, Springer Verlag.
- [50] BDG- Bundesverband der Deutschen Gießerei-Industrie e.V., *Technische Richtlinien*, Düsseldorf, 2017.
- [51] Oskar Frech GmbH + Co. KG, „*Oskar Frech GmbH + Co. KG - Produkte*,“ Broschüre Kaltkammer-Technologie 2019
- [52] Fickel, Paul, „*Dissertation - Hohl- und Verbundguss von Druckgussbauteilen – Numerische Auslegungsmethoden und experimentelle Verifikation*,“ 2017.
- [53] Thyssenkrupp Materials Austria GmbH, „*TK 2343 / TK 2343 ESU - Werkstoffdatenblatt - Warmarbeitsstahl*,“ Broschüre, Werkstoffe und ihre Eigenschaften, 2019
- [54] Schiele & SchöN, „*Gießereilexikon - "Vakuumunterstütztes Druckgießen*“, 17. Auflage, S.1312-1313, ISBN: 3794906063
- [55] W. Leis, „*Wärmeleitung beim Druckgießen*,“ Aalen, 2004.
- [56] Duro Metall GmbH, „*Elmedur HA Technisches Datenblatt*,“ Kornwestheim.
- [57] W. Kleppmann, *Versuchsplanung: Produkte und Prozesse optimieren*, 9. Auflage, München: Carl Hanser Verlag, 2016.
- [58] A. Bührig-Polaczek, W. Michaeli und G. Spur, „*Handbuch Urformen*,“ in Grundlagen des Gießens, Hanser Verlag, pp. 34-36.
- [59] J. Rösler, H. Harders und M. Bäker , „*Mechanisches Verhalten der Werkstoffe*,“ in 6. aktualisierte Auflage, Springer Vieweg, 2019, pp. 42-44.
- [60] DIN Deutsches Institut für Normung e.V., Hochleistungskeramik – Mechanische Eigenschaften monolithischer Keramik bei Raumtemperatur - Teil2: Bestimmung des Elastizitätsmoduls, Schubmoduls und der Poissonzahl; Deutsche Fassung EN 843-2:2006, 2007.
- [61] Lang Sensorik GmbH, „*Determining the modulus of elasticity of concrete with resonance analysis*,“ BFT International, Nr. 02-2017, pp. 188-189, 2017.
- [62] J. Eisele , Bachelorarbeit: "Messung der Temperaturabhängigkeit des E-Moduls von Salzkernen mit der Resonanzmethode", Hochschule Aalen, 2016.
- [63] Rheinfelden Alloys GmbH & Co.KG, „*Hüttenaluminium - Druckguss-Legierungen*,“ in Silafont 36, 2015, pp. 30-32.
- [64] KS Aluminium Technologie AG, „*Aluminium-Motorblöcke; Konstruktionen, Werkstoffe, Gießverfahren und Zylinderlaufflächen-Technologien für Leichtbau-PKW-Motoren*,“ moderne Industrie Verlag, Neckarsulm, 2005.

- [65] Bundesverband der Deutschen Gießerei-Industrie e.V., BDG-Richtlinie P220: *"Bestimmung des Dendritenarmabstandes für Gussstücke aus Aluminium-Gusslegierungen"*, Düsseldorf, 2011.
- [66] Schiele & Schön, „*Gießereilexikon – Vacural-Verfahren*, 17. Auflage, S.1309, ISBN: 3794906063,“
- [67] Petrofer Chemie H.R. Fischer GmbH + Co. KG, „*Druckguss & Schmieden*,“ Broschüre, 2019.
- [68] P. Fickel, Dissertation, *Hohl- und Verbundguss von Druckgussbauteilen- Numerische Auslegungsmethoden und experimentelle Verifikation*, 2017.
- [69] G. Charlot, „*Qualitative Schnellanalyse der Kationen und Anionen*,“ De Gruyter, 1976, pp. 111-112.
- [70] P. Berger, „*Aspekte der Körpergeometrie*,“ Vorlesungsskript Universität Bremen 2019.
- [71] A. Böge, „*Formeln und Tabellen zur Technischen Mechanik*,“ in Fluidmechanik, Wiesbaden, Vieweg Teubner Verlag, p. 26.
- [72] T. Fließbach, „*Mechanik - Lehrbuch zur Theoretischen Physik 1*,“ in Newtons Axiome, Siegen, Springer Verlag, p. 12.
- [73] A. Böge, „*Formeln und Tabellen zur Technischen Mechanik*,“ in Festigkeitslehre, Wiesbaden, Vieweg Teubner Verlag, p. 29.
- [74] Holzmann, Meyer , Schumpich und Holm, „*Technische Mechanik - Festigkeitslehre*,“ in Biegebeanspruchung gerader Balken, Magdeburg, Springer Vieweg Verlag, 2018, pp. 111 - 127.
- [75] Magma Gießereitechnologie GmbH, „*Database: Dataset NaCl-Na₂CO₃ und AlSi10MnMg*,“ Aachen.
- [76] L. Kallien und C. Böhnlein, „*Verfahren zur Herstellung hohler Salzkerne*“. Patent DE102012108079B3, 14 11 2013.
- [77] P. Atkins, J. de Paula und M. Bär, *Physikalische Chemie*, Wiley-VCH, 2013.
- [78] D. Pierri und C. Beck, „*Lost Core Technologie - offen für alle, Chancen und Grundlagen des Verfahrens*,“ Giesserei 103, pp. 46-52, 10 2016.

Lebenslauf

Persönliche Daten

Name:	Marcel Becker
Familienstand:	verheiratet; 2 Kinder
Staatsangehörigkeit:	deutsch
Geburtsdaten:	05.06.1986 in Stuttgart

Schulbildung/Studium

01.10.19 – heute	Technische Universität Clausthal Institut für Metallurgie Promotionsstudium Materialwissenschaft
01.10.13 – 23.06.14	Hochschule Aalen – Technik und Wirtschaft Masterthesis „Gasinjektionstechnik im Magnesium-warmkammer-Druckgießverfahren“
01.03.12 – 30.09.13	Hochschule Aalen – Technik und Wirtschaft Masterstudium Advanced Materials and Manufacturing
01.10.11 – 29.02.12	Hochschule Aalen – Technik und Wirtschaft Bachelorthesis „Gasinjektionstechnik im Druckguss zur Herstellung eines definierten Kühlkanals in einem Funktionsbauteil“
01.09.07 – 30.09.11	Hochschule Aalen – Technik und Wirtschaft Bachelorstudium Maschinenbau/Fertigungstechnik
01.09.06 – 31.07.07	Kaufmännische Schule Schwäbisch Gmünd 1-jähriges Kaufmännisches Berufskolleg; Abschluss: Fachhochschulreife

Praktika und berufliche Tätigkeiten

01.03.12 – heute	Hochschule Aalen – Technik und Wirtschaft Wissenschaftlicher Mitarbeiter im Gießereilabor
01.03.10 – 31.07.10	Schuler Pressen AG, Göppingen Praxissemester im Bereich Eisenguss
01.01.09 – 31.08.11	ZF Lenksysteme GmbH, Schwäbisch Gmünd Geringfügige Beschäftigung
01.08.08 – 30.09.08	Frank Entzmann Spanntechnik GmbH, Böbingen MHG Fahrzeugtechnik GmbH, Heubach 10-wöchiges Vorpraktikum
01.10.07 – 31.12.08	Pfäffle GmbH & Co. KG, Lorch Geringfügige Beschäftigung

01.08.05 – 31.08.06	City BKK, Schorndorf Sozialversicherungsfachangestellter
01.09.02 – 31.07.05	BKK Bauknecht, Schorndorf Ausbildung zum Sozialversicherungsfachangestellten

Eislingen, den 07. Oktober 2020

Marcel Becker

Alle 23 Reihen der „Fortschritt-Berichte VDI“
in der Übersicht – bequem recherchieren unter:
elibrary.vdi-verlag.de

Und direkt bestellen unter:
www.vdi-nachrichten.com/shop

- Reihe 01** Konstruktionstechnik/
Maschinenelemente
- Reihe 02** Fertigungstechnik
- Reihe 03** Verfahrenstechnik
- Reihe 04** Bauingenieurwesen
- Reihe 05** Grund- und Werkstoffe/Kunststoffe
- Reihe 06** Energietechnik
- Reihe 07** Strömungstechnik
- Reihe 08** Mess-, Steuerungs- und Regelungstechnik
- Reihe 09** Elektronik/Mikro- und Nanotechnik
- Reihe 10** Informatik/Kommunikation
- Reihe 11** Schwingungstechnik
- Reihe 12** Verkehrstechnik/Fahrzeugtechnik
- Reihe 13** Fördertechnik/Logistik
- Reihe 14** Landtechnik/Lebensmitteltechnik
- Reihe 15** Umwelttechnik
- Reihe 16** Technik und Wirtschaft
- Reihe 17** Biotechnik/Medizintechnik
- Reihe 18** Mechanik/Bruchmechanik
- Reihe 19** Wärmetechnik/Kältetechnik
- Reihe 20** Rechnergestützte Verfahren
- Reihe 21** Elektrotechnik
- Reihe 22** Mensch-Maschine-Systeme
- Reihe 23** Technische Gebäudeausrüstung



REIHE 02
FERTIGUNGS-
TECHNIK



NR. 704

ISBN 978-3-18-370402-6

BAND
1|1

VOLUME
1|1