

# **Charakterisierung des Entkernverhaltens anorganisch gebundener Sand-Binder-Systeme**

Florian Ettemeyer

Vollständiger Abdruck der von der TUM School of Engineering and Design der Technischen Universität München zur Erlangung eines Doktors der Ingenieurwissenschaften genehmigten Dissertation.

Vorsitz:

Prof. Dr. rer. nat. Tim C. Lüth

Prüfer\*innen der Dissertation:

1. Prof. Dr.-Ing. Wolfram Volk
2. Jun.-Prof. Dr. rer. nat. Matti Schneider

Die Dissertation wurde am 22.03.2021 bei der Technischen Universität München eingereicht und durch die Fakultät für Maschinenwesen am 05.08.2021 angenommen.



# Vorwort

Diese Arbeit entstand im Rahmen meiner Zeit als wissenschaftlicher Mitarbeiter am Lehrstuhl für Umformtechnik und Gießereiwesen (utg) der Technischen Universität München (TUM) und als wissenschaftlicher Mitarbeiter am Fraunhofer-Institut für Gießerei-, Composite- und Verarbeitungstechnik IGCV unter der Leitung von Prof. Wolfram Volk. Ihm danke ich ganz herzlich für das in mich gesetzte Vertrauen, dass er mir die Chance gab als erster Mitarbeiter des neu gegründeten Wissenschaftsbereichs Gießereitechnik des Fraunhofer IGCV im Jahre 2016 vom Lehrstuhl zu Fraunhofer zu wechseln. Dieser Wechsel war damals neben der Aussicht auf Pioniergeist auch geprägt von viel Gestaltungsmöglichkeit und Eigenverantwortung. Dies ermöglichte mir neben der fachlichen insbesondere auch eine persönliche Weiterentwicklung. Auch für die mir gewährten Freiheiten bei der Bearbeitung meiner Forschungsthemen und die tiefgehenden fachlichen Diskussionen möchte ich mich explizit bedanken.

Weiter danke ich dem Prüfungsvorsitzenden Herrn Prof. Dr. rer. nat. Tim C. Lüth sowie Herrn Jun.-Prof. Dr. rer. nat. Matti Schneider für die Übernahme des Koreferats.

In meiner Zeit als wissenschaftlicher Mitarbeiter hatte ich die Möglichkeit sowohl Grundlagenprojekte als auch industriefinanzierte Anwendungsprojekte als Projektleiter zu bearbeiten. Besonders erwähnen möchte ich dabei die Zusammenarbeit mit der Firma FILL GmbH aus Gurten, Österreich und die Zusammenarbeit mit der Firma Hüttenes-Albertus Chemische Werke GmbH aus Düsseldorf, deren Zusammenarbeit maßgeblich zum Erfolg dieser Arbeit beigetragen haben.

Weiter danke ich Herrn Dr.-Ing. Daniel Günther, der mich bei der wissenschaftlichen Ausgestaltung dieser Arbeit nicht nur als Mentor, sondern auch mit persönlichem Rat stets konstruktiv unterstützte. Die wichtigste Lehre hierbei ist für mich, wie man „alle Bälle stets in der Luft zu halten“ vermag. Vielen Dank dafür.

Auch allen Kollegen an Lehrstuhl und Institut und den bei mir aktiven Studierenden sei für die stets kollegiale und vertrauensvolle Zusammenarbeit gedankt. In diesem motivierten und anpackenden Forschungs- und Arbeitsumfeld hat mir die gemeinsame Zielverfolgung stets große Freude bereitet.

Mein besonderer Dank gilt meinen Eltern und Geschwistern für ihren bedingungslosen Rückhalt und die liebevolle Unterstützung und meiner Oma Gerti und Fritz, dass sie mir zeigen, dass Begeisterungsfähigkeit keine Frage des Alters ist.

Von ganzem Herzen danke ich meiner lieben Frau Lisa. Sie stärkt mir nicht nur in allen Lebenslagen motivierend den Rücken, sondern schenkte mir während meiner Zeit als Doktorand auch zwei wundervolle Kinder. Ihr habt mich während der teils entbehrungsreichen Zeit am Institut stets wieder geerdet und mir gezeigt, wofür es sich lohnt Dinge voranzutreiben. Danke!

Eching, im März 2021

Florian Ettemeyer

# Veröffentlichungen

Die nachfolgend aufgeführten Zeitschriftenaufsätze, Konferenzbeiträge, Präsentationen und Patente entstanden während meiner Zeit als wissenschaftlicher Mitarbeiter an der Technischen Universität München und am Fraunhofer-Institut für Gießerei-, Composite- und Verarbeitungstechnik IGCV. Wesentliche Teile dieser Dissertation wurden unter meiner Autorenschaft und Ko-Autorenschaft bereits vorab veröffentlicht.

Ettemeyer, F., Erhard, P., Lechner, P., Schweinefuß, M., Reinold, L. M., Lustig, C., Sehrsön, H., Volk, W., & Günther, D. (2021), Entkernverhalten anorganisch gebundener Sand-Binder-Systeme (Charakterisierung – Klassifizierung – Modellierung), *Giesserei-Special*, 1, 18-23.

Ettemeyer, F., Schweinefuß, M., Lechner, P., Stahl, J., Greß, T., Kaindl, J., Durach, L., Volk, W., & Günther, D. (2021). Characterisation of the decoring behaviour of inorganically bound cast-in sand cores for light metal casting. *Journal of Materials Processing Technology*, 296, 117201. <https://doi.org/10.1016/j.jmatprotec.2021.117201>

Lechner P., Ettemeyer F., & Volk W. (2021). Mechanisches Bruchmodell für wasserglasgebundene Kerne. *Giesserei*, 3, 24-30.

Lechner, P., Hartmann, C., Ettemeyer, F., & Volk, W. (2021). A Plane Stress Failure Criterion for Inorganically-Bound Core Materials. *Materials*, 14(2), 247. <https://doi.org/10.3390/ma14020247>

Lechner, P., Stahl, J., Hartmann, C., Ettemeyer, F., & Volk, W. (2021). Mohr–Coulomb characterisation of inorganically-bound core materials. *Journal of Materials Processing Technology*, 296, 117214. <https://doi.org/10.1016/j.jmatprotec.2021.117214>

Ettemeyer, F., Günther, D. (2020). *Verfahren zur Herstellung einer Gussform und mit dem Verfahren hergestellte Gussform* (DE 10 2019 209 047 A1). Deutsches Patent- und Markenamt.

Ettemeyer, F., Günther, D. (2020). *Method for producing a casting mould, and casting mould produced using said method* (WO 2020/254656 A1). PCT Weltorganisation für geistiges Eigentum.

Ettemeyer, F., Lechner, P., Sehrsön, H., Volk, W., & Günther, D. (2020). *Berührungslose Vermessung von Impulsenergien zur Überwachung von Entkernprozessen für das Leichtmetallgießen*. 16. Vibrometerkonferenz, Waldbronn, (online)

Ettemeyer, F., Lechner, P., Hofmann, T., Andrä, H., Schneider, M., Grund, D., Volk, W., & Günther, D. (2020). Digital sand core physics: Predicting physical properties of sand cores by simulations on digital microstructures. *International Journal of Solids and Structures*, 188-189, 155-168. <https://doi.org/10.1016/j.ijstr.2019.09.014>

Ettemeyer, F., Schweinefuß, M., Lustig, C., Reinold, L. M., Lechner, P., Volk, W., & Günther, D. (2020). *Charakterisierung des Entkernverhaltens von anorganischen Sand-Binder-Systemen für das Leichtmetallgießen*. 3. Formstoffforum, München.

Lechner, P., Ettemeyer, F., & Volk, W. (2020). *Ein mechanisches Bruchmodell für wasserglasgebundene Formstoffe*. 3. Formstoffforum, München.

Lechner, P., Filippov, P., Kraschienski, N., Ettemeyer, F., & Volk, W. (2020). A Novel Method for Measuring Elastic Modulus of Foundry Silicate Binders. *International Journal of Metalcasting*, 14(2), 423-431. <https://doi.org/10.1007/s40962-019-00361-w>

Ettemeyer, F., Günther, D. (2020). *Partikel mit spezieller Formgebung für partikel-basierte 3D Druckverfahren* (DE 10 2018 213 111 A1). Deutsches Patent- und Markenamt.

Ettemeyer, F., Günther, D. (2012). *Material system and method for producing a component in an additive manufacturing method* (WO 2020/030619 A1). PCT Weltorganisation für geistiges Eigentum.

Lechner, P., Fuchs, G., Hartmann, C., Steinlehner, F., Ettemeyer, F., & Volk, W. (2020). Acoustical and Optical Determination of Mechanical Properties of Inorganically-Bound Foundry Core Materials. *Materials*, 13(11), 2531. <https://doi.org/10.3390/ma13112531>

Ettemeyer, F., Sehrsön, H., Lechner, P., Volk, W., & Günther, D. (2019). *Simulation und Optimierung des Entkernprozesses von anorganischen Sand-Binder-Systemen für das Leichtmetallgießen*. Leichtbau in Guss, Nürtingen.

Sehrsön H., Rathner T., Günther D., & Ettemeyer F. (2019). *Simulation und Optimierung des Entkernprozesses von anorganischen Sand- Binder-Systemen für das Leichtmetallgießen*, GIFA-Forum 2019, Düsseldorf.

Sehrsön, H., Ettemeyer, F., Günther, D., & Rathner, T. (2019) Simulation und Optimierung des Entkernprozesses von anorganischen Formstoffsystemen für den Leichtmetallguss, *Giesserei-Rundschau*, 66, 14-15.

Ettemeyer, F., Steinlehner, F., Lechner, P., Volk, W., & Günther, D. (2018). Detection of Core Fracture in Inorganically Bound Cast-in Sand Cores by Acoustic Microphony. In *Congress of the German Academic Association for Production Technology*, 34-43. Cham: Springer.

Günther D., & Ettemeyer F. (2018). Entkernung anorganisch gebundener Kerne beim Aluminiumgießen durch konsequentes Kerndrucken, *Giesserei*, 105.

Günther, D., & Ettemeyer, F. (2018). *Vergleich der Entkernung von 3D-gedruckten und geschossenen, anorganisch gebundenen Kernen im Aluminiumguss*, 2. Formstoffforum, Aachen.

Lechner, P., Ettemeyer, F., Volk, W., Schneider, M., Hofmann, T., & Andrä, H. (2018). *Mikrostrukturbasierte Vorhersage von Materialeigenschaften anorganischer Formstoffe*. 2. Formstoffforum, Aachen.

Lechner, P., Stahl, J., Ettemeyer, F., Himmel, B., Tananau-Blumenschein, B., & Volk, W. (2018). Fracture Statistics for Inorganically-Bound Core Materials. *Materials*, 11(11), 2306. <https://doi.org/10.3390/ma11112306>

Schneider, M., Hofmann, T., Andrä, H., Lechner, P., Ettemeyer, F., Volk, W., & Steeb, H. (2018). Modelling the microstructure and computing effective elastic properties of sand core materials. *International Journal of Solids and Structures*, 143, 1-17. <https://doi.org/10.1016/j.ijsolstr.2018.02.008>

Günther, D., Klan, S., & Ettemeyer, F. (2018). Hybrider Leichtbau mit Guss am Wissenschaftsbereich Gießereitechnik der Fraunhofer-Einrichtung für Gießerei-, Composite- und Verarbeitungstechnik (IGCV), Abschnitt "Versagensmodelle beim Entkernen", *Giesserei*, 105.

Volk W., Baumgartner G., Lechner P, & Ettemeyer F. (2017). *Prognose von Werkstoffeigenschaften mit Hilfe einer Mikrostrukturanalyse im Bereich des Kokillengusses und anorganischer Formstoffe*, Deutscher Gießereitag 2017, Düsseldorf.

Volk, W., Griebel, B., Ettemeyer, F., Fehlbier M., Reiche, L., Hartmann, D., Kallien L. H. & Winkler, M. (2016). Trends und Herausforderungen für die deutsche Gießerei-Industrie aus Sicht der akademischen Forschung. *Giesserei-Special*, 1, 30-37.

Volk, W., Griebel, B., Ettemeyer, F., Fehlbier M., Reiche, L., Hartmann, D., Kallien L. H. & Winkler, M. (2016). *Trends und Herausforderungen für die deutsche Gießerei-Industrie aus Sicht der akademischen Forschung*. Deutscher Gießereitag 2016, Magdeburg.



# Betreute Studienarbeiten

Die im Folgenden gelisteten studentischen Arbeiten wurden im Rahmen der vorliegenden Studie am Lehrstuhl für Umformtechnik und Gießereiwesen der Technischen Universität München sowie an der Hochschule München unter der wissenschaftlichen Anleitung des Betreuers Florian Ettemeyer durchgeführt. Die Bearbeitung der Aufgabenstellung sowie deren Auswertung, Interpretation und Darstellung von Ergebnissen flossen zum Teil in die vorliegende Dissertation.

Zander, M. (2017). *Literaturrecherche über die Herstellung von Metall-Matrix-Kompositwerkstoffen durch die Einbringung von Kohlefasern in Formgussteilen* (Bachelorarbeit, Technische Universität München)

Schäffer, B. (2017). *Entwicklung und Aufbau eines Zugversuch-Prüfstands für anorganische Sand-Binder-Systeme* (Bachelorarbeit, Technische Universität München)

Jüngling, M. (2017). *Konzeptentwicklung und Konstruktion einer funktional optimierten Dämpferstützlageranbindung in Stahlgussbauweise unter Beachtung der werkstoffspezifischen Eigenschaften sowie der Anforderungen und Randbedingungen der Automobilindustrie* (Masterarbeit, Technische Universität München)

Gratzl, R. (2017). *Entwicklung und Aufbau eines Heißverformungsprüfstands* (Semesterarbeit, Technische Universität München)

Keller, K. (2018). *Entwicklung und Aufbau eines Gasdurchlässigkeitsprüfstands* (Semesterarbeit, Technische Universität München)

Gratzl, R. (2018). *Aufbau eines Simulationsmodells zur virtuellen Nachbildung des Entkernvorgangs* (Masterarbeit, Technische Universität München)

Schuster, L. (2018). *Geschäftsprozessbeschreibung, Bewertung und Optimierung für die Anbahnung, Abarbeitung und Finalisierung von Drittkundenprojekten am Beispiel des Werkzeugbaus der BMW AG München* (Bachelorarbeit, Technische Universität München)

Vopel, K. (2018). *Analyse der Anwendung von additiven Fertigungsverfahren in der Automobilentwicklung* (Masterarbeit, Technische Universität München)

Domke, M. L. (2018). *Ermittlung einer Methode zur experimentellen und simulativen Untersuchung des Spannungszustands von Gusskernen nach dem Umgießen* (Semesterarbeit, Technische Universität München)

Spiegel, F. (2018). *Experimentelle und virtuelle Ermittlung eines Kernbruchmodells für anorganisch gebundene Sand-Binder-Systeme* (Masterarbeit, Technische Universität München)

Fourati, S. (2018). *Construction and implementation of an automated test bench for core removal tests of cast components* (Bachelorarbeit, Technische Universität München)

Nedvidek, M. (2019). *Virtuelle Nachbildung von Versuchen zur Charakterisierung der mechanischen Eigenschaften von Formstoffen und Überprüfung dieser bezüglich eines Drucker-Prager-Modells* (Masterarbeit, Technische Universität München)

Cao, J. (2019). *Untersuchung des Einflusses von Entkernparametern auf das Entkernverhalten von eingegossenen Sandkernen* (Bachelorarbeit, Technische Universität München)

Kaindl, J. (2020). *Charakterisierung des Entkernverhaltens von anorganisch gebundenen Kernen für den Leichtmetallguss* (Masterarbeit, Technische Universität München)

Durach, L. (2021). *Simulation des Entkernverhaltens von anorganisch gebundenen Sandkernen für den Leichtmetallguss* (Masterarbeit, Hochschule München)

Burger, R. (2021). *Anwendung und Validierung eines Simulationsmodells zur Simulation des Entkernverhaltens anorganisch gebundener Formstoffe* (Semesterarbeit, Technische Universität München)

# Kurzfassung

Zur Herstellung hochkomplexer und filigraner Innenstrukturen werden im Gießereiprozess oftmals Sandkerne eingesetzt. Die formgebenden Sandkerne werden eingegossen und müssen nach dem Abguss prozesssicher aus dem Gussbauteil entfernt werden. Dieser Prozessschritt wird als Entkernen bezeichnet. Aufgrund steigender Anforderungen an Arbeits- und Umweltschutz wird in der Gießereiindustrie dabei ein zunehmender Einsatz anorganisch gebundener Sandkerne angestrebt. Im Vergleich zu den bisher standardmäßig eingesetzten organischen Bindersystemen entfestigen anorganisch gebundene Sandkerne nach dem Abguss aber nicht im gleichen Maße wie organische Systeme und müssen über einen nachgelagerten Entkernprozess aus dem Gussbauteil entfernt werden. Die Vorhersage des Entkernverhaltens für neu entwickelte Sand-Binder-Systeme oder Bauteilgeometrien bereits in der Entwicklungsphase war bisher nicht möglich. Nach dem aktuellen Stand der Technik gibt es keine genormten Methoden zur Charakterisierung des Entkernverhaltens anorganisch gebundener Sand-Binder-Systeme. Auch die kommerziell verfügbaren Simulationsprogramme zeigen eine Lücke bei der Vorhersage des Entkernverhaltens.

Im Rahmen dieser Arbeit wurde zur Bereitstellung aller relevanten Informationen zur Charakterisierung des Entkernverhaltens eine experimentelle Prozesskette entwickelt, anhand derer die Haupteinflussgrößen auf das Entkernverhalten anorganisch gebundener Sand-Binder-Systeme untersucht werden kann. Parallel dazu wurde eine virtuelle Prozesskette entlang der Gießereiprozesskette aufgebaut, sodass durch Einsatz von Soft-Sensorik experimentell nur schwer ermittelbare Erkenntnisse aufgenommen werden konnten und der Prozess „Entkernen“ tiefgehend verstanden wird. Anhand der entwickelten Methodik kann eine Vorhersage des Entkernverhaltens abgeleitet werden.

Es konnte gezeigt werden, dass bei gleichbleibenden Prozessbedingungen in Abhängigkeit des verwendeten Sand-Binder-Systems unterschiedliche Entkernverhalten resultieren. Als maßgeblicher Einfluss konnte neben der verwendeten Bindemenge vor allem auch der verwendete Formgrundstoff identifiziert werden. Die Notwendigkeit zur Verwendung druckabhängiger mechanischer Materialmodelle zur numerischen Modellierung von Formstoffen sowie die Notwendigkeit der Berücksichtigung des Aufschumpfens des Gussbauteils auf den Sandkern wurden nachgewiesen. Die Erkenntnisse dieser Arbeit erlauben für zukünftige Entwicklungen neuer Sand-Binder-Systeme bereits in der Engineeringphase Vorhersagen bezüglich des zu erwartenden Entkernverhaltens.



# Executive Summary

Sand cores are often used in casting processes to produce highly complex and filigree internal structures. The sand cores are cast-in and must be removed from the cast component in a reliable manner after casting. This process step is called decoring. Due to increasing demands on occupational safety and environmental protection, the foundry industry is increasing the use of inorganically bound sand cores. Compared to the organic binder systems used as standard so far, inorganically bound sand cores do not deconsolidate to the same extent as organic systems after casting and have to be removed from the casting part via a decoring process. The prediction of the decoring behaviour for newly developed sand-binder systems or component geometries already in the development phase has not been possible so far. According to the current state of the art, there are no standardised methods for characterising the decoring behaviour of inorganically bound sand-binder systems. The commercially available simulation programmes also show a gap in the prediction of the decoring behaviour.

Within the scope of this work, an experimental process chain was developed to provide all relevant information for the characterisation of the decoring behaviour. In parallel, a virtual process chain was set up along the foundry process chain so that findings that are difficult to determine experimentally could be recorded through the use of soft sensors and the decoring process is understood in depth. Based on the developed methodology, a prediction of the decoring behaviour can be derived.

It could be shown that under constant process conditions, the decoring behaviour differs depending on the sand-binder system used. In addition to the binder quantity, the mould base material was identified as a significant influence. The necessity of using pressure-dependent mechanical material models for the numerical modelling of mould materials as well as the necessity of taking into account the shrinkage of the cast component onto the sand core were proven. For future developments of new sand-binder systems, the findings of this work already allow predictions to be made in the engineering phase regarding the expected coring behaviour.



# Inhalt

<b>Veröffentlichungen</b> .....	<b>V</b>
<b>Betreute Studienarbeiten</b> .....	<b>V</b>
<b>Verzeichnis der Kurzzeichen</b> .....	<b>XI</b>
<b>Verzeichnis der Abkürzungen</b> .....	<b>XV</b>
<b>1 Einleitung</b> .....	<b>1</b>
<b>2 Stand der Technik</b> .....	<b>3</b>
2.1 Prozesskette der Gießereitechnik.....	3
2.2 Grundlagen Formstoffe (Sand-Binder-Systeme).....	4
2.2.1 Formgrundstoffe .....	5
2.2.2 Bindersysteme .....	9
2.2.3 Anforderungen und Eigenschaften von Formstoffen.....	13
2.3 Grundlagen des Entkernens von Gussbauteilen .....	14
2.3.1 Technologische Möglichkeiten des Entkernens.....	14
2.3.2 Einflussgrößen auf das Entkernverhalten .....	17
2.3.3 Methoden zur Charakterisierung des Entkernverhaltens .....	18
2.4 Ansätze zur Modellierung von porösen Medien.....	24
2.4.1 Multi-Skalenmodellierung .....	25
2.4.2 Makroskopische Betrachtungsweise .....	29
2.4.3 Kombinierte Ansätze .....	31
2.5 Mechanische Modelle für granulare Medien .....	31
2.5.1 Drucker-Prager Modell .....	33
2.5.2 Experimentelle Ermittlung der Parameter für das Drucker-Prager Modell .....	37
2.5.3 Vergleich publizierter mechanischer Modelle für poröse Medien.....	39
2.6 Kommerzielle Simulationsprogramme zur virtuellen Modellierung von Sand-Binder-Systemen .....	41
<b>3 Zielstellung und Vorgehensweise</b> .....	<b>43</b>

<b>4</b>	<b>Material und Methoden .....</b>	<b>49</b>
4.1	Beschreibung der experimentellen Prozesskette .....	49
4.2	Herstellung der Prüfkörper .....	51
4.3	Lagerung der Prüfkörper .....	52
4.4	Messung des Temperatureintrags auf den Kern beim Abguss .....	53
4.5	Bestimmung der Aufschumpfungsspannung .....	53
4.6	Entkernprüfstände .....	54
4.7	Charakterisierung des Entkernverhaltens .....	58
4.8	Ermittlung der mechanischen Eigenschaften von Formstoffen .....	58
4.9	Virtuelle Nachbildung des Entkernprozesses .....	60
<b>5</b>	<b>Ergebnisse .....</b>	<b>63</b>
5.1	Vermessung der Entkernprüfstände mittels Laservibrometrie .....	63
5.2	Sieblinie, Kornform, Prüfkörperdichte .....	66
5.3	Temperaturentwicklung in Bauteil und Sandkern beim Abguss .....	68
5.4	Spannungsentwicklung im Kern durch Aufschumpfen des Gussbauteils .....	70
5.5	Mechanische Kennwerte .....	72
5.6	Entkernverhalten .....	80
5.7	Korrelationen und Modellbildung .....	87
<b>6</b>	<b>Validierung und industrielle Anwendung .....</b>	<b>95</b>
6.1	Validierung an unbekanntem Bindersystem .....	95
6.2	Validierung an angepasster Sieblinie .....	96
6.3	Validierung an komplexer Geometrie .....	99
<b>7</b>	<b>Diskussion .....</b>	<b>103</b>
7.1	Charakterisierung des Entkernverhaltens anorganisch gebundener Sand-Binder-Systeme mit der Einzelschlag-Entkernmethode .....	103
7.2	Aufschumpfen des Gussbauteils auf den Kern .....	105
7.3	Beschreibung des mechanischen Verhaltens von Sand-Binder-Systemen .....	105
7.4	Einfluss des Sand-Binder-Systems auf das Entkernverhalten .....	107
7.5	Einfluss der Temperatur auf das Sand-Binder-System .....	111

---

7.6	Mikrostrukturelle Analyse des Materialversagens .....	112
7.7	Klassifizierung von Entkernfehlern und Handlungsempfehlungen zur Verbesserung des Entkernverhaltens .....	118
<b>8</b>	<b>Zusammenfassung und Ausblick .....</b>	<b>123</b>
<b>A.</b>	<b>Abbildungsverzeichnis.....</b>	<b>127</b>
<b>B.</b>	<b>Tabellenverzeichnis.....</b>	<b>133</b>
<b>C.</b>	<b>Literatur.....</b>	<b>135</b>



# Verzeichnis der Kurzzeichen

Formelzeichen	Einheit	Bedeutung
$\alpha$	-	Drucker-Prager Steigungswinkel
$\alpha$	$10^{-6}\text{K}^{-1}$	linearer Wärmeausdehnungskoeffizient
$\beta$	$^{\circ}$	Reibungswinkel
$\varepsilon$	-	Dehnung
$\rho$	$\text{kg m}^{-3}$	Dichte
$\rho$	-	Partikel-Matrix-Verhältnis
$\kappa$	$\text{W m}^{-1} \text{K}^{-1}$	Wärmeleitfähigkeit
$\sigma$	MPa	Spannung
$\tau$	MPa	Schubspannung
$\Omega$	$\text{m}^3$	Volumenelement
A	$\text{m}^2$	Fläche
a	$\text{m s}^{-2}$	Beschleunigung
B	m	Breite
c	MPa	Kohäsion
C		Eigenschaftstensor
E	GPa	Elastizitätsmodul
F	N	Kraft
I	MPa	Erste Invariante
J	MPa	Deviatorische Invariante
J	$\text{kg m}^2$	Trägheitsmoment
k	MPa	Drucker-Prager Materialkonstante
k	-	Geometriefaktor
L	m	Länge
l	m	Länge
M	-	Molverhältnis
M	Nm	Moment
m	kg	Masse
n	-	Anzahl Versuche
p	MPa	hydrostatische Spannungskomponente
q	MPa	von-Mises Vergleichsspannung

<b>Formelzeichen</b>	<b>Einheit</b>	<b>Bedeutung</b>
r	m	Radius
V	m <sup>3</sup>	Volumen

---

<b>Index</b>	<b>Bedeutung</b>
1, 2, 3	erste, zweite, dritte
3p	drei-Punkt
app	appliziert
b	biaxiale Biegung
convex	konvex
d	Druck
eff	effektiv
glob	global
i	Zählvariable
lok	lokal
m	Matrix
max	Maximum
min	Minimum
n	Zählvariable
oct	Oktaederfläche
overstress	Überlast
pm	Martikel-Matrix
real	real
s	Spaltzug
u	uniaxialer Druck
v,M	von-Mises
x, y, z	Raumrichtungen
z	Zug
zyk	Zyklus
[P]	Partikel



# Verzeichnis der Abkürzungen

Abkürzung	Bedeutung
AlSi7Mg	Aluminium-Silizium Legierung
BDG	Bundesverband der Deutschen Gießerei-Industrie
C3D8	Hexagonales Element mit 8 Knoten
CT	Computertomograph
DMS	Dehnungsmessstreifen
DP	Drucker-Prager
DIN	Deutsche Industrie Norm
EB1, EB2	Entwicklungsbinder 1 und Entwicklungsbinder 2
EEK	Einzelschlag-Entkernung
EEM	Einzelschlag-Entkernmethode
EEP	Einzelschlag-Entkernprüfstand
FE	Finite Elemente
GT	Gewichtsteile, Anteil in Masse-Prozent
IGCV	Institut für Gießerei-, Composite- und Verarbeitungstechnik
KI	künstliche Intelligenz
MB1, MB2	Modellbinder 1 und Modellbinder 2
MC	Mohr-Coulomb
p-q-Diagramm	Darstellung mit hydrostatischem Druck auf Abszisse und von-Mises Vergleichsspannung auf Ordinate
rel. LF	relative Luftfeuchte
RVE	repräsentatives Volumenelement
S	Schwerpunkt
SiO <sub>2</sub>	Kieselsäure
SPH	smoothed particle hydrodynamics
SPHT	Sphärizität, Rundheit
SVE	statistisches Volumenelement
SYMM	Symmetrie

<b>Abkürzung</b>	<b>Bedeutung</b>
TUM	Technische Universität München
utg	Lehrstuhl für Umformtechnik und Gießereiwesen





# 1 Einleitung

Stetig steigende Anforderungen in Bezug auf Leichtbau und Funktionsintegration bei gleichzeitiger Forderung nach Minimierung des CO<sub>2</sub>-Ausstoßes führen zu hochkomplexen Bauteilen mit möglichst ressourcenschonenden Prozessen. Ein beispielhaftes Bauteil mit diesen Anforderungen und gleichzeitig höchster Komplexität sind Gehäuse von hochmodernen Elektromotoren. Diese sind zur effizienten Nutzung auf eine hohe Leistungsdichte konzipiert und die Gehäuse weisen filigrane Kanäle zur konturnahen Kühlung auf. Diese hochkomplexen Strukturen gewinnen aktuell stark an Bedeutung.

Bauteile höchster Komplexität mit hinterschnittigen Hohlräumen können heute wirtschaftlich im Serienbetrieb nur durch Gießprozesse hergestellt werden. Dabei werden die filigranen Innenstrukturen oftmals durch sogenannte Kerne abgebildet, welche nach dem Abguss wieder aus dem Bauteil entfernt werden müssen. Das Entfernen der Kerne nach dem Abguss wird Entkernen genannt.

Kerne werden meist aus sogenannten Sand-Binder-Systemen hergestellt, wobei ein Formgrundstoff wie beispielsweise Quarzsand mit einem Binder verbunden wird. Kamen bisher aufgrund technologischer Vorteile meist organische Bindersysteme zum Einsatz, so wird aufgrund ökologischer Vorteile vermehrt der Einsatz anorganischer Binder gefordert. Während sich organische Bindersysteme während des Gießprozesses durch Verbrennen des organischen Binders selbstständig zersetzen und dabei umweltschädliche Rauchgase ausstoßen, wird beim Abguss anorganisch gebundener Formstoffe lediglich Wasserdampf freigesetzt (Polzin, 2012). Nebeneffekt hierbei ist aber, dass sich der anorganisch gebundene Formstoff dabei nicht zersetzt. Dieses Verhalten bedeutet insbesondere bei dünnen und filigranen Strukturen eine besondere Herausforderung.

Der Entkernprozess, also das Entfernen des Kerns aus dem Gussbauteil, wird im industriellen Umfeld meist durch einen zweistufigen Prozess dargestellt. Zuerst werden durch mechanische Hammerschläge auf das Gussbauteil Risse in den Kernen induziert, welche durch einen nachgelagerten Rüttelprozess zur Selbstzerstörung der Kerne durch Aneinanderschlagen der gebrochenen Kernfragmente fortgeführt wird. Der Entkernprozess liegt in der Prozesskette der Bauteile an einer Stelle, an der die Bauteile bereits eine hohe Wertschöpfung erfahren haben. Der Prozessschritt hat somit die Herausforderung, dass er einerseits das Bauteil nicht zerstören darf und andererseits aber prozesssicher durchführbar sein muss. Da nach heutigem Stand der Technik keine hinreichende virtuelle Beschreibung des Entkernprozesses vorhanden ist,

müssen Vorhersagen zur Entkernbarkeit von Innenstrukturen größtenteils auf Erfahrungsbasis durchgeführt werden.

Durch den Trend zu anorganischen Bindemitteln und dünnwandigeren Bauteilhohlräumen wird der Wunsch zur Vorhersage des Entkernverhaltens bereits in der Produktentwicklung innovativer neuer Bauteile weiter gesteigert. Eine virtuelle Vorhersage zur prinzipiellen Entkernbarkeit und weiterführend auch zur Optimierung des Entkernverhaltens stellt somit einen wichtige Innovation für die Prozessauslegung dar.

Im Rahmen dieser Arbeit wurden Methoden und Ansätze entwickelt, um das Entkernverhalten von anorganisch gebundenen Sand-Binder-Systemen nach dem Abguss als Grundlage für virtuelle Methoden phänomenologisch beschreiben zu können.

## 2 Stand der Technik

### 2.1 Prozesskette der Gießereitechnik

Das urformende Fertigungsverfahren Gießen nach DIN 8580 (2003) bietet die Möglichkeit, metallische Bauteile höchster Komplexität kostengünstig und sowohl für Einzelfertigung als auch im Serieneinsatz durchzuführen. Die Anfänge der Gießereitechnik gehen zurück auf gegossene Gegenstände aus Bronze, die auf ein Alter von ca. 9000 Jahren geschätzt werden. Die Gießereitechnik im Allgemeinen stellt somit ein sehr altes Verfahren dar. Serienfertigung von gegossenen Motorgehäusen ist hingegen erst seit der Industrialisierung im Jahr 1889 dokumentiert. (Klocke, 2015, S. 4ff.)

Prinzipiell gibt es verschiedene Gießverfahren, bei denen sowohl Dauerformen als auch sogenannte verlorene Formen eingesetzt werden. Verlorene Formen sind im Vergleich zum Einsatz von Dauerformen nur für einen Gießzyklus gedacht und werden nach erfolgreichem Abguss zerstört. Kerne können in beiden Verfahren eingesetzt werden. Im Rahmen dieser Arbeit soll der Fokus insbesondere auf Gießverfahren mit verlorenen Kernen gelegt werden. (Roller et al., 2016, S. 161)

In Abbildung 2.1 ist die prinzipielle Prozesskette für einen Gießprozess aus Sicht eines verlorenen Kerns dargestellt.

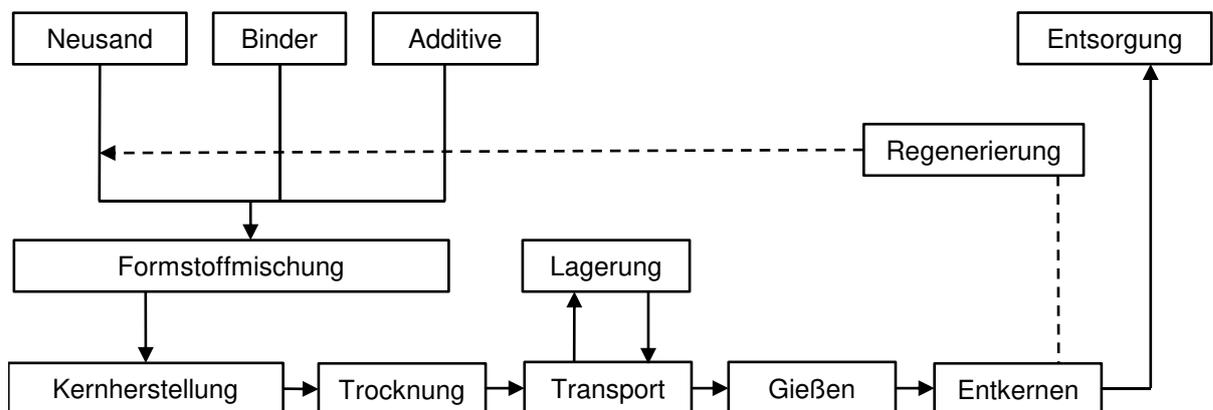


Abbildung 2.1: Lebenszyklus eines verlorenen Kerns in der Gießereitechnik nach Sobczyk (2008) und Ettemeyer et al. (2021)

Aus einem Formgrundstoff, beispielsweise Quarzsand, Bindemittel und Zusätzen wird eine Formstoffmischung als Basis zur Kernproduktion hergestellt. Fertig produzierte Kerne müssen Handlingsoperationen wie beispielsweise den Transport zwischen Produktionsstätte und Lager als auch das Einlegen der Kerne in eine verlorene Form, eine Kokille oder die Montage zu einem Kernpaket überstehen. Während des Abgusses müssen Kerne den Temperatur- und Auftriebskräften durch die Schmelze standhalten und im Prozessschritt Entkernen dann prozesssicher wieder aus dem Bauteil entfernt werden.

## 2.2 Grundlagen Formstoffe (Sand-Binder-Systeme)

Als Kerne oder auch Sandkerne werden in der Gießereitechnik Formteile aus Formstoff bezeichnet, die einen Hohlraum oder eine Kontur des späteren Gussbauteils abbilden. Kerne werden nach dem Abguss zerstört und aus den Hohlräumen des Werkstücks entfernt. Dieser Prozessschritt wird Entkernen genannt. Kerne werden im industriellen Umfeld im Serieneinsatz entweder durch Kernschießen (Roller et al., 2016, S. 120) oder durch ein Sandbett-basiertes 3D-Druckverfahren, das sogenannte Binder-Jetting-Verfahren (Ramakrishnan et al., 2014), hergestellt.

Bei Gießverfahren mit Kokillen werden Sandkerne als einzelne Einleger und beim Kern-Paket-Verfahren als Baukasten zum Aufbau der gesamten Gießform eingesetzt (Ostermann, 2014, S. 424f.). In Abbildung 2.2 ist der prinzipielle Aufbau von Sandkernen auf Mikrostrukturbasis dargestellt.

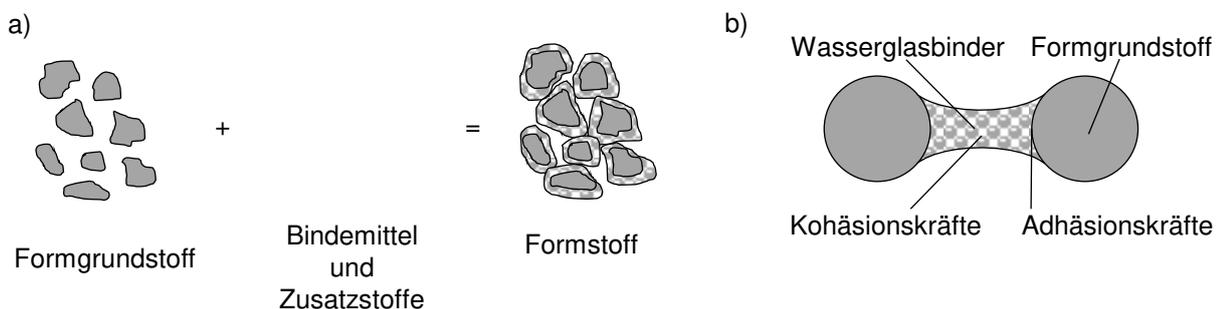


Abbildung 2.2: Prinzipieller Aufbau von Formstoffen als Schemata nach Roller et al. (2016, S. 250) a) und schematische Darstellung der Bindekräfte zwischen zwei Sandkörnern nach Zellmann (2008) b)

Kerne bestehen aus einem Formgrundstoff (bspw. Quarzsand) und werden durch einen Binder unter Beimischung von Zusätzen (Additive) verbunden. Durch Variation des Formgrundstoffs und des Binders können die spezifischen Eigenschaften der Kerne eingestellt und optimiert werden.

Im Folgenden werden in Kapitel 2.2.1 industriell eingesetzte Formgrundstoffe und in Kapitel 2.2.2 Bindersysteme näher vorgestellt. In Kapitel 2.2.3 werden die spezifischen Anforderungen an Gießereikerne entlang der Prozesskette beschrieben.

### 2.2.1 Formgrundstoffe

Als Formgrundstoff werden im Bereich der Gießereitechnik sowohl natürliche Formsande wie beispielsweise Quarzsand als auch künstlich hergestellte wie beispielsweise Cerabeads eingesetzt. Die granulometrischen Eigenschaften des Formgrundstoffes wie Kornform, -größe und -verteilung können die spezifischen Eigenschaften des Formstoffsystems direkt beeinflussen. So werden nach Fritz und Schulze (2010, S. 51ff.) beispielsweise der Verbrauch an Bindemittel, die Verdichtbarkeit des Formstoffgemischs, die Rauheit der Gussoberfläche, die Gasdurchlässigkeit als auch die Feuerfestigkeit maßgeblich durch den Formgrundstoff beeinflusst.

Der industriell am häufigsten eingesetzte Formgrundstoff für Gießereikerne im Leichtmetallguss ist Quarzsand (Recknagel, 2018). Die Bezeichnung Quarzsand lässt sich auf den Hauptbestandteil von Quarzsand durch das Mineral Quarz zurückführen. Das Mineral Quarz ist eine kristalline Form der Kieselsäure ( $\text{SiO}_2$ ). (Flemming & Tilch, 1993, S. 40f.) Der häufige Einsatz von Quarzsanden als Formgrundstoff liegt zum einen in der günstigen Kostenstruktur durch das natürliche Vorkommen und zum anderen an der geringen Sinterneigung in Verbindung mit Aluminium, was insbesondere für die Oberfläche der Gussbauteile von Vorteil ist. Somit findet keine Verunreinigung des Gussteils statt und nachgelagerte Kosten für Putzaufwände können verringert werden. Quarzsand liegt in der Natur als thermodynamisch stabile Modifikation von Tief-Quarz vor. Bei einer Temperatur von  $573\text{ °C}$  wandelt sich der Tief-Quarz in Hoch-Quarz um und es ergibt sich dadurch eine reversible Volumendehnung von ca. 0,8 %. Dieser Effekt ist bei der Verwendung von Quarzsanden als Formgrundstoff im Leichtmetallguss zu berücksichtigen und wird oftmals als Quarzsprung bezeichnet. (Recknagel, 2018, S. 23ff.) In Deutschland gibt es verschiedene Lagerstätten mit natürlichem Vorkommen an qualitativ hochwertigem Quarzsand. Die Bezeichnung der Sandart wird oftmals durch einen Buchstaben gefolgt von einer Zahl beschrieben. So kommt der Sand des Typs H32 beispielsweise aus Haltern und hat einen

mittleren Korndurchmesser von 320  $\mu\text{m}$ . Der Sand mit Bezeichnung F34 kommt hingegen aus der Lagerstätte in Frechen und hat einen mittleren Korndurchmesser von 210  $\mu\text{m}$ .

Werden besondere Anforderungen an das Gussbauteil oder die Kerne gestellt, kommen oftmals auch Spezielsande zum Einsatz, welche ein geringeres Ausdehnungsverhalten oder auch eine bessere Wärmeleitfähigkeit aufweisen, sodass eine schnellere Erstarrung des Gussbauteils erfolgt. Ein Beispiel für einen solchen Spezielsand, der als Formgrundstoff verwendet werden kann, ist Bauxitsand. Bauxitsand ist eine Oxidkeramik und liegt in der chemischen Struktur  $\text{Al}_2\text{O}_3$  vor. Mit einer Dichte von  $3,31 \text{ g cm}^{-3}$  weist Bauxit eine um 25 % höhere spezifische Dichte als Quarzsand auf. (Recknagel und Dahlmann, 2009). Der Bauxitsand mit der Bezeichnung W65 hat einen mittleren Korndurchmesser von 240  $\mu\text{m}$ .

Vergleicht man die granulometrischen Eigenschaften von Quarzsand und Bauxitsand, so ist insbesondere die Rundheit des Bauxitsands im Vergleich zu Quarzsand hervorzuheben. In Abbildung 2.3 sind exemplarisch Rasterelektronenaufnahmen für Quarzsand und einen im Vergleich dazu runderen Cerabeadsand dargestellt.

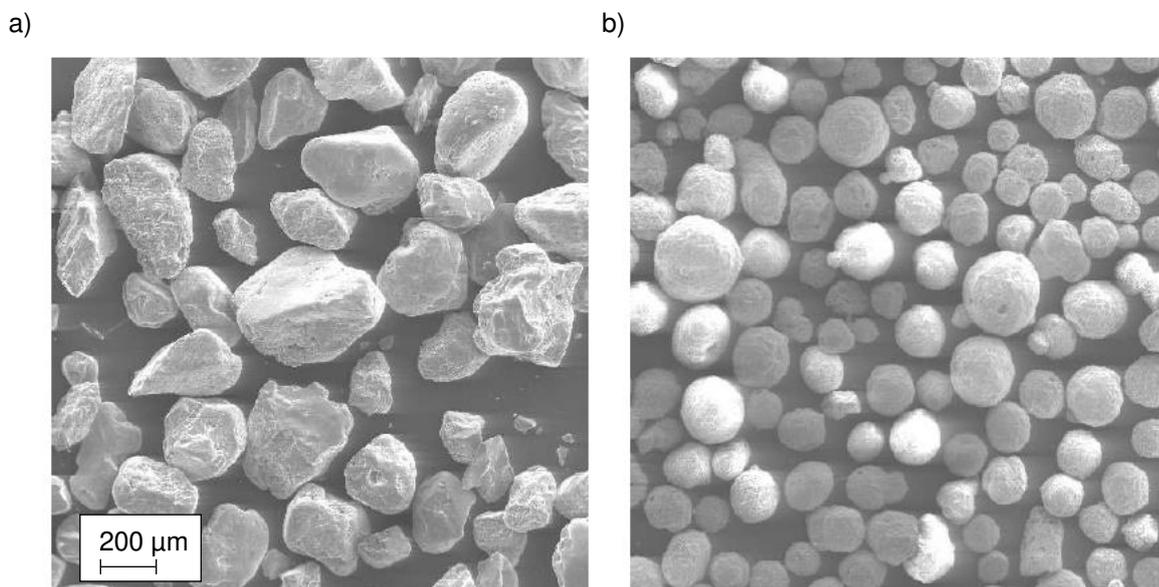


Abbildung 2.3: Granulometrische Aufnahme von Quarzsand a) und Cerabeadsand b) mit gleichem mittleren Korndurchmesser im Vergleich (Rudert, 2010, S. 2)

Die granulometrischen Eigenschaften von Formgrundstoffen können durch Kennzahlen beschrieben werden. Dabei werden durch optische Verfahren (Stieß, 2008, S. 161) ermittelte

Sieblinien bezüglich charakteristischer Korndimensionen in ein Verhältnis gestellt und mit bekannten geometrischen Grundflächen, wie beispielsweise Kreisflächen, verglichen. In Abbildung 2.4 sind typische Kenngrößen zur Charakterisierung dargestellt. Der Flächenschwerpunkt  $S$  und der Umfang  $U$  werden dafür auf Basis der optischen Bilddaten ermittelt. Ebenso Flächen wie die Projektionsfläche  $A_{\text{real}}$  bzw. die Fläche  $A_{\text{convex}}$ , wobei zur Berechnung der Fläche  $A_{\text{convex}}$  im Gegensatz zur Fläche  $A_{\text{real}}$  gedanklich ein elastisches Band um das Korn gelegt wird.

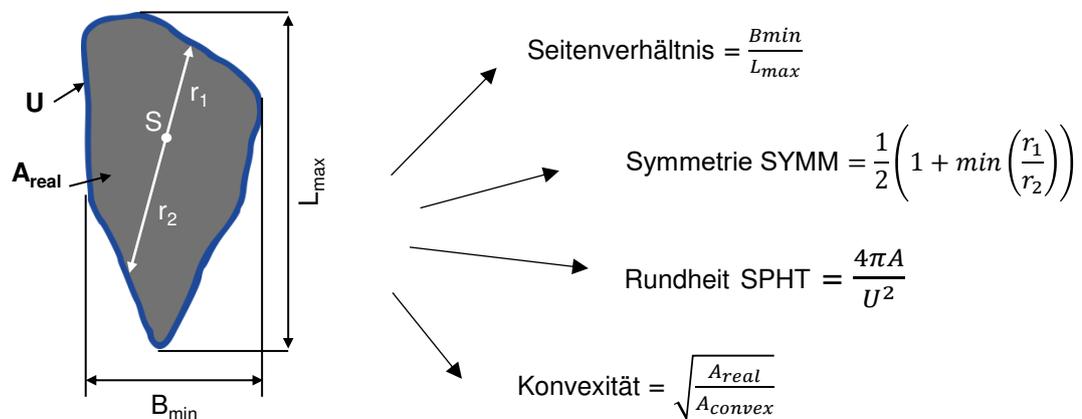


Abbildung 2.4: Berechnung von granulometrischen Eigenschaften von Sandkörnern nach Microtrac (2021)

Durch Vergleich der sandtypischen Kennzahlen können die Formgrundstoffe hinsichtlich Rundheit, Symmetrie, Konvexität und Seitenverhältnissen verglichen werden.

In Abbildung 2.5 ist die thermisch abhängige spezifische Volumenveränderung für Quarzsand und Bauxitsand im Vergleich dargestellt. Die sprunghafte Ausdehnung des Quarzsands aufgrund des bereits erwähnten Quarzsprungs führt zu einer Verringerung der Dichte von  $2,65 \text{ g cm}^{-3}$  auf  $2,60 \text{ g cm}^{-3}$  bei  $573 \text{ °C}$  (Flemming & Tilch, 1993, S. 40f.).

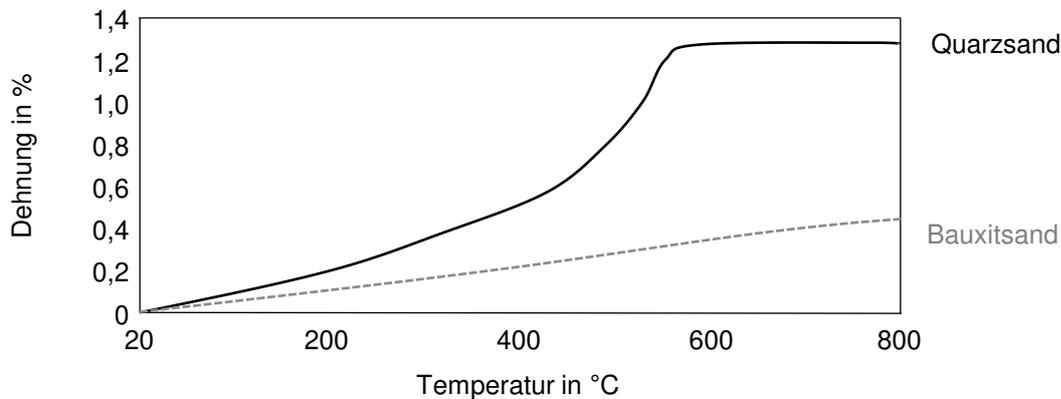


Abbildung 2.5: Dehnungskurven der Formgrundstoffe Quarzsand und Bauxitsand in Abhängigkeit der Temperatur nach Recknagel (2009, S. 3)

In Tabelle 2.1 sind die mittleren Wärmeleitfähigkeiten und Ausdehnungskoeffizienten für die Formgrundstoffe Quarz und Bauxitsand aufgelistet.

Tabelle 2.1: Mittlere Dichten, Wärmeleitfähigkeiten nach Recknagel und Dahlmann für Quarzsand (2018) und für Bauxitsand (2009) und Wärmeausdehnungskoeffizienten von Quarz- und Bauxitsand in verschiedenen Temperaturbereichen (Stauder, 2018, S. 21 nach Recknagel und Dahlmann (2009))

Formgrundstoff	Spez. Dichte $\rho$ bei RT in $\text{g cm}^{-3}$	Wärmeleitfähigkeit $\kappa$ in $\text{W m}^{-1} \text{K}^{-1}$	Linearer Wärmeausdehnungskoeffizient $\alpha$ in $10^{-6} \text{K}^{-1}$		
			100 – 1000 °C	20 – 300 °C	20-600 °C
Quarz	2,65	0,4 – 0,80	14	23	17
Bauxit	3,31	0,35 – 0,5	6,2	7,2	7,4

Neben dem bereits erwähnten Dichteunterschied zeigt sich insbesondere der mehr als doppelt so hohe Wärmeausdehnungskoeffizient für Quarz im Vergleich zu Bauxit. Der in Abbildung 2.5 dargestellte Quarzsprung ist in Tabelle 2.2 insbesondere für den Temperaturbereich zwischen 20 °C und 600 °C ersichtlich, in welchem Quarz einen mehr als dreimal so großen Wärmeausdehnungskoeffizienten wie Bauxit aufweist. Die Wärmeleitfähigkeiten für

Quarzsand und Bauxitsand liegen für den im Leichtmetallguss relevanten Temperaturbereich zwischen 100 und 1000 °C beide unter  $1 \text{ W m}^{-1} \text{ K}^{-1}$ . Nach Recknagel (2018, S. 27) liegt die Wärmeleitfähigkeit von Quarzsand im genannten Temperaturbereich zwischen  $0,4 - 0,8 \text{ W m}^{-1} \text{ K}^{-1}$  und für Bauxitsand nach Recknagel und Dahlmann (2009, S. 13) zwischen  $0,35 - 0,50 \text{ W m}^{-1} \text{ K}^{-1}$ .

Bei Beschreibung der Ausdehnungscharakteristik eines gesamten Sand-Binder-Systems muss neben dem Ausdehnungsverhalten des Formgrundstoffs auch das Zusammenwirken mit dem Binder durch Festigkeitsveränderungen in den Binderbrücken durch Temperatureintrag betrachtet werden. (Ellinghaus, 1989, S. 167f.)

### 2.2.2 Bindersysteme

Aufgrund günstiger Eigenschaften werden nach Stand der Technik für den Gießereiprozess im industriellen Maßstab meist organische Bindersysteme eingesetzt. Organische Bindersysteme verfügen über vorteilhafte Eigenschaften wie hochwarmfestes Verhalten, geringer benötigter Binderanteil, gute Zerfallseigenschaften nach dem Abguss sowie ein hochproduktives wirtschaftliches Verhalten über getaktete Prozessketten.

Aufgrund schädlicher Emissionen und der Notwendigkeit gesundheitsgefährdender Stoffe wie beispielsweise Benzole und Formaldehyde verstärkt sich zunehmend der Druck zum Umstieg auf umweltfreundliche anorganische Bindersysteme. Mit der Leichtmetallgießerei in Landshut hat die BMW AG (München, Deutschland) 2010 diesen Umstieg auf einen anorganischen Kernfertigungsprozess erstmals für einen kompletten Serienprozess umgesetzt (Weissenbeck et al., 2008). Auch andere namhaften Automobilhersteller wie beispielsweise die Volkswagen AG (Wolfsburg, Deutschland) und die Daimler AG (Stuttgart, Deutschland) setzen vermehrt auf anorganische Bindersysteme. Stetig steigende Anforderungen bezüglich Umweltauflagen werden zukünftig den Umstieg auf anorganische Bindersysteme auch für weitere Prozesse und Gießverfahren unumgänglich machen.

Anorganische Bindersysteme werden aufgrund ihrer Zusammensetzung im Sprachgebrauch oftmals auch als Wasserglasbinder bezeichnet, wobei Wasserglas eine Sammelbezeichnung für glasig erstarrte Schmelzen von Alkalisilikaten und deren Lösungen darstellt (Zellmann, 2008). Weiter werden Wassergläser oftmals auch als Natriumsilikate, Alkalisalze oder Kieselsäuren bezeichnet. In Abbildung 2.6 ist die Herstellung von Wasserglas schematisch dargestellt. Aus Quarzsand ( $\text{SiO}_2$ ) und Natriumcarbonat ( $\text{Na}_2\text{CO}_3$ ) wird durch Zusammenschmelzen unter Abspaltung von  $\text{CO}_2$  und hohen Temperaturen Natriumsilikat ( $\text{Na}_4\text{SiO}_4$ ) gebildet.

Herstellung des Wasserglases

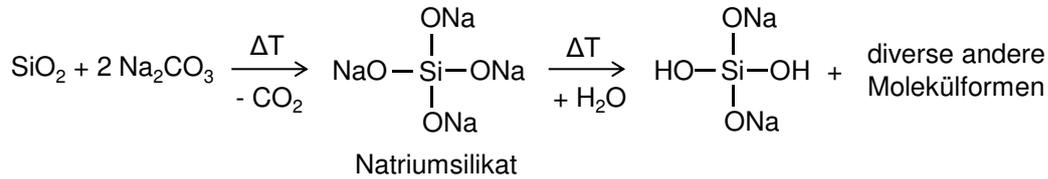


Abbildung 2.6: Herstellung von Wasserglas nach Wallenhorst (2010)

Unter Einsatz von Wasser wird das Natriumsilikat in eine in alkalischer Lösung hochreaktive Silanolgruppe umgewandelt. Durch Wasserentzug entsteht eine Kondensationsreaktion, wodurch sich die einzelnen Silanolgruppen verbinden können, siehe Abbildung 2.7. (Wallenhorst, 2010)

Die durch Wasserentzug entstehende Kondensationsreaktion wird im industriellen Kernschießprozess durch heiße Kernschießwerkzeuge und Begasung mit temperierter Heißluft ausgelöst. Diese Verbindung der einzelnen Silanolgruppen führt zum Verfestigungsmechanismus des Formstoffs. Weiter ist die in Abbildung 2.7 dargestellte thermische Aushärtungsreaktion reversibel, sodass unter Wasserzugabe wieder eine Aufspaltung in einzelne Moleküle erfolgt und somit den Formstoffzusammenhalt wieder schwächt. Dieser Effekt ist insbesondere für anorganisch gebundene Formstoffe im industriellen Prozess zu berücksichtigen, wenn sich beispielsweise im Rahmen der Lagerung von Kernen ein Wetterumschwung mit Erhöhung der Luftfeuchte ergibt, was zu Kernversagen führen kann.

Kondensationsreaktion durch Dehydratisierung

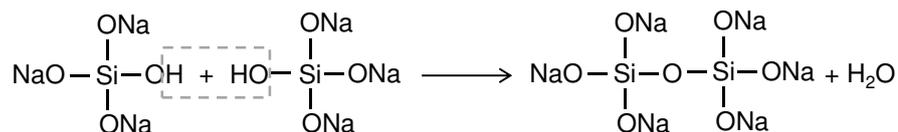


Abbildung 2.7: Thermische Aushärtung von Wasserglas nach Wallenhorst (2010)

Wie bereits in der Einleitung beschrieben, verhalten sich anorganisch gebundene Formstoffe unter Einfluss von Temperatur beim Eingießen makroskopisch anders als organisch gebundene. Während organische Systeme durch den Temperatureintrag verbrennen, tendieren anorganisch gebundene Formstoffe eher zum Verfestigen. In Tabelle 2.2 sind temperaturabhängige Festigkeitsentwicklungen für Wassergläser für die Temperaturbereiche von 20 °C bis 1000 °C und die zugrundeliegenden Phänomene für die Festigkeitsentwicklung aufgelistet.

*Tabelle 2.2: Temperaturabhängige Festigkeitsentwicklung von Wasserglasbindungen (Polzin, 2012, S. 103f.)*

Temperaturintervall	Festigkeitsentwicklung	Zugrundeliegendes Phänomen
20 °C – 200 °C	gleichbleibend	verstärkte Trocknung des Binderfilms kann zu Steigerung der Festigkeiten führen
200 °C – 400 °C	sinkend	Bildung von Löchern in den Binderbrücken
400 °C – 600 °C	sinkend	vermehrte Bildung von Löchern in Binderbrücken
600 °C – 800 °C	steigend	Glasphasenbildung
800 °C – 1000 °C	sinkend	Rissentstehung infolge von thermischen Spannungen

Die Ergebnisse wurden durch Analyse der Bruchflächen temperaturbehandelter Binderbrücken gewonnen. Wasserglas weist nach diesen Erkenntnissen aufgrund des Verdampfens von Kristallwasser ein Festigkeitsminimum zwischen 300 °C und 600 °C auf. Dieses Verdampfen führt zur vermehrten Bildung von Löchern in Binderbrücken. Wird die Temperatur erhöht, folgt eine sogenannte Glasphasenbildung, bei Flemming und Tilch (1993) auch als Versinterung bezeichnet. Die Glasphasenbildung geht nicht nur mit einer Steigerung der Festigkeit einher, sondern führt auch zur Versprödung der Binderbrücken. Eine weitere Erhöhung der Temperatur über 800 °C kann in der Glasphase zu Rissen und damit zu einer erneuten Festigkeitsminimierung führen. Für Leichtmetallgießverfahren sind die Temperaturen um 1000 °C nicht mehr relevant. Sollten jedoch höherschmelzende Metalle verwendet werden, so müssen auch weitaus höhere Temperaturbereiche berücksichtigt werden. (Polzin, 2012)

In einem Phasendiagramm zwischen Silikat und Natrium, wie in Abbildung 2.8 dargestellt, können für verschiedene Mischungsverhältnisse die Übergänge zwischen flüssiger und fester Phase und die dazu entsprechenden Temperaturen abgelesen werden. Für die für den

Leichtmetallguss relevanten Temperaturbereiche bis ca. 780 °C zeigt sich, dass für alle Mischungsverhältnisse nicht mit Aufschmelzen des Wasserglases zu rechnen ist.

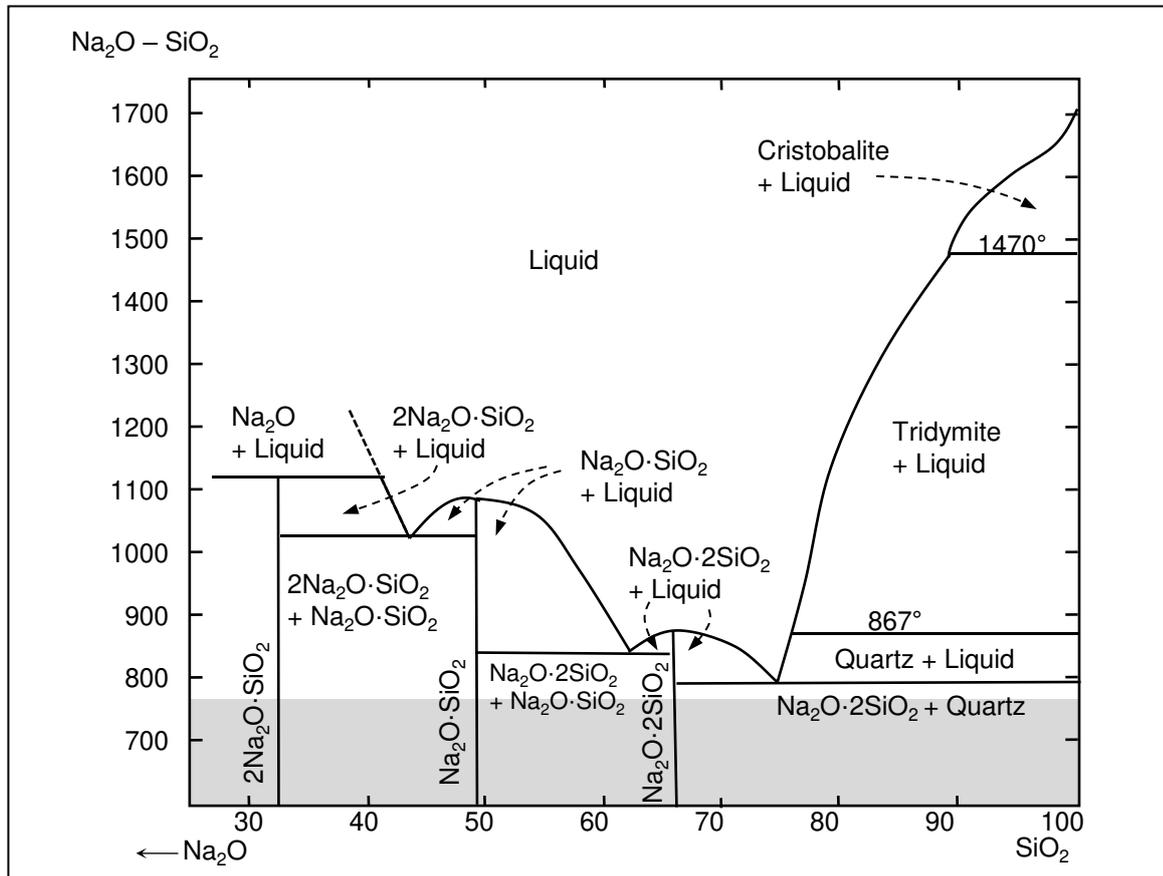


Abbildung 2.8: Phasendiagramm nach Kracek (1939), Kossien (2018) und Kooyers (2011). Der für den Leichtmetallguss relevante Temperaturbereich bis ca. 780 °C ist markiert.

Das beschriebene Mischungsverhältnis ist eine wichtige Kenngröße zur Charakterisierung eines anorganischen Bindersystems. Nach Flemming und Tilch (1993, S. 80) wird das Molverhältnis zwischen Siliziumdioxid SiO<sub>2</sub> und Natriumoxid Na<sub>2</sub>O Silikatmodul (Modul) genannt, vgl. Formel 2.1.

$$\text{Silikatmodul (Modul)} = \frac{\text{Mol} - \% \text{SiO}_2}{\text{Mol} - \% \text{Na}_2\text{O}} \quad \text{Formel 2.1}$$

Typische Größenordnungen für den Silikatmodul in der Gießereitechnik liegen zwischen 2,5 und 2,8 (Flemming und Tilch, 1993, S. 80). Der Einfluss des Moduls auf technologische Eigenschaften wasserglasgebundener Formstoffe ist in Tabelle 2.3 im Vergleich dargestellt.

*Tabelle 2.3: Einfluss des Silikatmoduls auf die technologischen Eigenschaften wasserglasgebundener Formstoffe mit Trocknung als Aushärtemechanismus (nach Flemming und Tilch, 1993, S. 80)*

<b>Veränderung der technologischen Eigenschaften bei steigendem Modul</b>	
Reaktivität	gleichbleibend
Verarbeitbarkeit	nimmt ab
Lagerfähigkeit	nimmt ab
Festigkeitsniveau	nimmt ab
Abriebfestigkeit	nimmt ab
Restfestigkeit	nimmt ab

Nach der in Tabelle 2.3 dargestellten Übersicht zeigt sich, dass bei Verringerung des Silikatmoduls prinzipiell eine verbesserte Lagerfähigkeit, ein höheres Festigkeitsniveau sowie auch eine erhöhte Abriebfestigkeit im Vergleich zu einem System mit höherem Modul erreichbar ist. Allerdings wird auch eine erhöhte Restfestigkeit bei geringerem Modul beschrieben, welche im Besonderen für den im Rahmen dieser Arbeit gelegten Fokus des Entkernverhaltens berücksichtigt werden muss.

### **2.2.3 Anforderungen und Eigenschaften von Formstoffen**

Entlang der Prozesskette des Gießereiwesens werden teils konträre Anforderungen an ein Formstoffsystem gestellt. Zu Beginn der Prozesskette sollte das Formstoffsystem zur Herstellbarkeit hochkomplexer und filigraner Kerne eine möglichst gute Fließfähigkeit aufweisen. Nach der Aushärtung sollte die Maßhaltigkeit der Geometrien gewährleistet sein, sodass beispielsweise kein Verzug während des Aushärteprozesses auftritt. Für Handhabungs- und Manipulationsvorgänge sowie für Lagerung und Zusammenbau der Formen ist eine ausreichende Festigkeit notwendig. Weiter wird insbesondere für anorganisch gebundene Formstoffsysteme eine hohe Beständigkeit gegen Feuchtigkeitseinflüsse durch die Umgebung gefordert, da das hygroskope Verhalten der anorganischen Binder ansonsten zu Eigenschaftsveränderungen in Abhängigkeit der Umgebungsbedingungen der Kerne führen könnte. Während des Gießprozesses darf das Formstoffsystem sich unter Temperatur und

Schmelzedruck zur Wahrung der Maßhaltigkeit nicht plastisch verformen oder gar brechen. Auch dem Aufschrumpfen des Metalls auf den Kern beim Abkühlen muss das Formstoffsystem ohne Deformationen widerstehen, damit keine Fehler in der Maßhaltigkeit entstehen. Dem Schrumpfmaß des abkühlenden Gussbauteils steht das durch den Temperatureintrag sich vergrößernde Volumen des Formstoffes gegenüber, was zu zusätzlichen mechanischen Belastungen des Formstoffs führt. (Flemming und Tilch, 1993, S. 26ff)

Eine Größenordnung für das Schwindmaß bei AlSi-Legierungen sind nach Fritz und Schulze (2010) ca. 1,25 %. Dem steht die in Abbildung 2.5 dargestellte Volumenausdehnung entgegen. Weiter ist eine hohe Erosions- und Penetrationsbeständigkeit sowie keine chemische Wechselwirkung des Formstoffsystems mit der Schmelze gefordert. Eine gute Wärmeleitfähigkeit des Formstoffsystems begünstigt eine schnellere Erstarrung der Gusslegierung, was wiederum zu einem feineren Gefüge führt und mit höheren mechanischen Kennwerten des Gussbauteils einhergeht (Weißbach et al., 2018, S. 41).

Daher ist eine möglichst hohe Wärmeleitfähigkeit der Formstoffsysteme für viele Anwendungen wünschenswert. Zur Vermeidung von Gießfehlern sind eine geringe Gasentwicklung aus den Kernen sowie gleichzeitig eine hohe Gasdurchlässigkeit zur Abführung entstehender Ausgasungen zu gewährleisten. Auch sollten die entstehenden Gase umweltfreundlich und nicht gesundheitsschädlich sein. Nach dem Abguss soll das Formstoffsystem leicht aus filigranen Innenstrukturen des Gussbauteils entfernt werden können und weiter gut recyclingfähig und in hohem Maße regenerierbar sein. (Stauder et al., 2016)

## **2.3 Grundlagen des Entkernens von Gussbauteilen**

### **2.3.1 Technologische Möglichkeiten des Entkernens**

Das Entfernen der Kerne aus dem Gussbauteil nach dem Abguss ist unter dem Fachbegriff Entkernen, bzw. nach Hasse (1997) auch Auskernen, bekannt. Das Entkernen hat die Zielsetzung, alle Kernfragmente prozesssicher aus dem Gussbauteil zu entfernen, bevor nachgelagerte Prozesse wie Abtrennen des Speisersystems oder die Feinbearbeitung des Werkstücks erfolgen. Bis heute gibt es keine allgemeine Kennzahl zur Beschreibung der Entkerneignung von Formstoffsystemen. Im industriellen Prozess wird das Entkernen oftmals über die benötigte Zeit verglichen, die zur vollständigen Entleerung des Gussbauteils mit Kernsand benötigt wird. Der Prozess wird maßgeblich davon beeinflusst, dass alle Fragmente des Kernsandes prozesssicher entfernt werden können, wobei gleichzeitig das Gussbauteil nicht beschädigt werden darf und aus wirtschaftlichen Gründen möglichst kein zusätzlicher Material-

und möglichst geringer Energieaufwand notwendig sein sollte. Im schlimmsten Fall drohen bei einem nicht richtig ausgelegten und instabilen Entkernprozess entweder das Zurückbleiben von nicht entfernbaren Kernfragmenten im Gussbauteil oder auch die Zerstörung des Gussbauteils selbst.

In der Literatur werden verschiedene Ansätze für das Entkernen von Gussbauteilen beschrieben, wobei je nach Anwendungsfall unterschiedliche Methoden wirtschaftlich zielführend sind. Im Folgenden werden die bekannten technologischen Möglichkeiten des Entkernens für den industriellen Einsatz beschrieben.

#### **2.3.1.1 Entkernen mit Stoßwellen**

Konzack (2013) beschreibt ein Verfahren zum Entkernen mit Stoßwellen. Dieses Verfahren ist vor allem für hochfiligrane Kernstrukturen bei gleichzeitig hoher Sauberkeitsanforderung zielführend. Einem weiten industriellen Einsatz stehen sowohl die Prozesszeit, die komplexe Anlagentechnik als auch die Notwendigkeit eines flüssigen Mediums zur Einleitung der Stoßwellen gegenüber. Ähnliche Verfahren werden auch zur selektiven Trennung von Verbundkörpern eingesetzt. Dazu gehören die elektrohydraulische Zerkleinerung (Bokelmann et al., 2018) und die elektrodynamische Fragmentierung (Gehring et al., 2015). Der Unterschied der beiden für den Entkernprozess noch nicht industriell eingesetzten Verfahren liegt in der Fragmentierung durch Überwindung von Zugkräften bei der elektrodynamischen Fragmentierung, wohingegen bei der elektrohydraulischen Zerkleinerung eine Zerkleinerung durch Überschreitung des ertragbaren Druckpotenzials des Verbundkörpers erreicht wird.

#### **2.3.1.2 Entkernen mit Druckluft**

Wolf und Polzin (2016) beschreiben in ihrer Erfindungsmeldung ein Verfahren zum Entkernen mit Druckluft. Dabei soll der zu entfernende Kern mit einem Trockeneisdruckluftstrahl beaufschlagt und damit zerkleinert und entfernt werden.

#### **2.3.1.3 Entkernen mit Wasser**

Im Bereich Druckguss gibt es Ansätze, dass Salzkerne verwendet werden können. Diese werden beispielsweise über Lasersinterverfahren (Hartig, 2015) hergestellt. Nach dem Abguss werden die wasserlöslichen Kerne mit Wasser aufgelöst und ausgespült. Ein Patent zur Entkernung von Leichtmetallgussbauteilen mittels eines Wasserstrahl-Schneiddüse haben Pierri & Jordi (2014) veröffentlicht.

#### **2.3.1.4 Entkernen über Modifizierung des Sand-Binder-Systems**

Grassi et al. (2007) beschreiben in ihrem Patent ein Formstoffsystem, das für eine minimale Wärmeübertragung zwischen der Form und der Metallschmelze während des Füllens sorgt. Dabei wird ein phosphat-modifiziertes Wasserglasbindersystem beschrieben, welches einen schnellen Binderzerfall bei gleichzeitig verbesserter Erstarrungsgeschwindigkeit verspricht. Stauder und Gintner (2002) veröffentlichten eine Patentschrift für ein Formstoffsystem, welches charakteristisch unterschiedliche Ausdehnungskoeffizienten zwischen Formgrundstoff und Bindersystem beschreibt, sodass die Gießform nach dem Abguss selbstständig durch Sprengen des Formstoff-Verbunds zerfällt.

#### **2.3.1.5 Entkernen über geometrische Modifikationen**

Durch Einsatz von 3D-Druckprozessen ist es möglich hochkomplexe Kernstrukturen herzustellen. Günther (2018) nutzt diese geometrischen Freiheiten und beschreibt ein Verfahren zur Einbringung von geometrischen Modifikationen wie beispielsweise Sollbruchstellen zur Verbesserung des Entkernverhaltens.

#### **2.3.1.6 Entkernen durch mechanische Impluse**

Das industriell am weitest verbreitete Verfahren des Entkernens ist das Entkernen durch Hämmern (Stauder et al., 2018). Das mechanische Entkernen ist meist ein zweistufiger Prozess.

In Abbildung 2.9 ist der industriell meist eingesetzte Entkernprozess am Beispiel einer Entkernmaschine der Fa. FILL aus Gurten, Österreich, dargestellt.

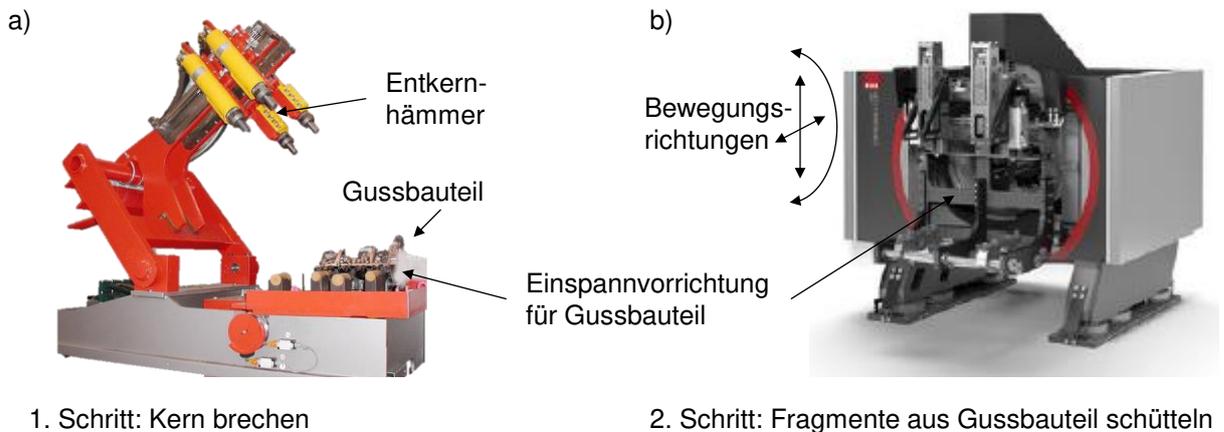


Abbildung 2.9: Mechanisches Entkernens durch Brechen der Kerne in Fragmente a) und anschließendes Rütteln des Gussbauteils, sodass die Kerne sich zerreiben und aus Gussbauteil ausrieseln b) (FILL GmbH, Gurten, Österreich)

In einem ersten Prozessschritt wird das festgespannte Werkstück mit mechanischen Impulsen aus einem Druckluft-Hammer beaufschlagt, sodass initiale Risse in die Kernstruktur des Gussbauteils eingebracht werden. In einem nachgelagerten Prozessschritt wird das Gussbauteil in Schwingung versetzt, sodass die gebrochenen Kernfragmente aneinanderschlagen und sich dadurch weiter zerkleinern. Durch gleichzeitiges Schwenken des Gussbauteils kann der lose Sand ausrieseln und somit aus dem Gussbauteil entfernt werden. (Gamisch, 2002)

Industriell eingesetzte Entkernmaschinen arbeiten mit einem Versorgungsdruck zwischen 4 und 6 bar und einer Schlagfrequenz von ca.  $25 \text{ s}^{-1}$ . Pro Entkernhammer werden Energien von bis zu 70 J auf das Gussbauteil aufgebracht. Besonderes Augenmerk beim mechanischen Entkern ist darauf zu legen, dass das Gussbauteil selber durch den Entkernprozess nicht beschädigt wird und gleichzeitig alle Kernfragmente prozesssicher entfernt werden. Besondere Vorteile des mechanischen Entkernens sind für den Serienbetrieb insbesondere die gute Wirtschaftlichkeit, der abfallarme Prozess sowie die Möglichkeit der direkten Regenerierung sowohl des Formstoffes als auch die direkte Weiterverarbeitbarkeit des Gussbauteils durch den trockenen Prozess.

### 2.3.2 Einflussgrößen auf das Entkernverhalten

Das Entkernverhalten, bzw. von Flemming und Tilch (1993) auch Auspackverhalten genannt, wird in der Literatur meist für organisch gebundene Systeme beschrieben. Als

Haupteinflussgrößen werden für tongebundene Formstoffe nach Flemming und Tilch (1993) die in Abbildung 2.10 dargestellten Hauptpunkte genannt.

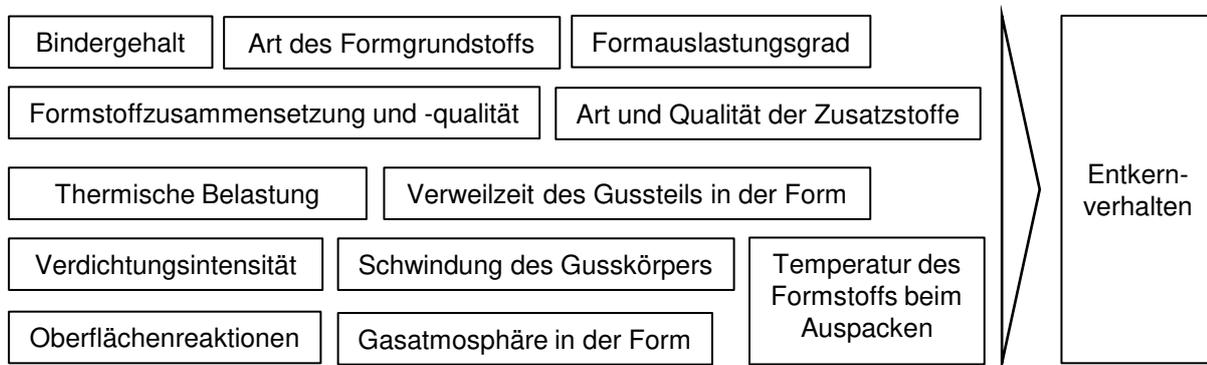


Abbildung 2.10: Einflussgrößen auf das Entkernverhalten zusammengestellt nach Flemming und Tilch (1993) und Stauder (2018)

Nach Dietert (1950) wird das Entkernverhalten hauptsächlich durch das Design des Gussbauteils, insbesondere der Anzahl und Größe der Austrittsöffnungen und dem Sand-Binder-System beeinflusst. Weiter beschreibt er Einflüsse durch den Aushärtezustand der Kerne, den Temperatureinfluss durch den Gießprozess und auch die Entkernmethode selbst.

Den in der Literatur vorgestellten Beschreibungen bezüglich der Einflussgrößen auf das Entkernverhalten ist gemein, dass rein qualitative Aussagen gemacht werden und keine Spezifizierung hinsichtlich der Dominanz der Einflüsse vorgestellt wird. Auch gibt es keine allgemeingültigen Zusammenhänge zur Modellbildung oder Vorhersage des Entkernverhaltens.

### 2.3.3 Methoden zur Charakterisierung des Entkernverhaltens

Im industriellen Serienbetrieb wird das Entkernverhalten meist in Form der benötigten Impulse beim mechanischen Entkernen bzw. durch die notwendige Entkernzeit beschrieben. Diese Vergleiche sind häufig erfahrungsbasiert und nicht auf erklärable physikalische Zusammenhänge zurückzuführen. Genormte Bewertungsmethoden zur Charakterisierung des Entkernverhaltens sind nicht verfügbar. Im Folgenden sollen verschiedene Ansätze zur Charakterisierung des Entkernverhaltens im Detail vorgestellt werden.

### 2.3.3.1 Messung der Restfestigkeit nach Temperatureintrag

Die Messung der Festigkeit nach einer Beaufschlagung des Formstoffsystems mit einem Temperaturregime ist nach Dietert (1950) eine Möglichkeit, in einem Laborversuch das Entkernverhalten eines Formstoffsystems vorherzusagen. Auch Stauder (2018) und Kossien (2018) nutzen dieses Verfahren, um Festigkeiten des Formstoffsystems nach Temperaturbehandlung zu messen. Kossien (2018) untersucht in seiner Arbeit verschiedene Bindersysteme auf Wasserglasbasis. Dabei erhitzt er Proben in einem vorgewärmten Ofen für 60 min. Nach einer Abkühlphase über 4 Stunden führt er eine Druckprüfung nach VDG-Merkblatt P38 (1997) durch. Er beschreibt, dass im Temperaturbereich zwischen 600 °C bis 800 °C kaum noch Festigkeiten messbar sind. Da diese Temperaturbereiche für Innenkerne im Leichtmetallguss relevant sind und sich die gemessenen Restfestigkeiten nicht mit den Beobachtungen des makroskopischen Entkernverhaltens im Leichtmetallguss bestätigen lassen, postuliert er, dass neben dem Temperatureintrag weitere Einflussgrößen den Formstoff maßgeblich prägen müssen. Weiter kann er für die in abgekühltem Zustand vermessenen Proben das prinzipielle Festigkeitsverhalten von Wasserglas nach Tabelle 2.2 bestätigen. Auch die Untersuchungen von Zaretskiy (2016) zeigen einen Festigkeitspeak zwischen 100 °C und 200 °C, der mit zunehmender Temperatur wieder abnimmt. Eine weitere wichtige Erkenntnis dabei ist auch, dass sich Restfestigkeiten erst im Rahmen des Abkühlvorgangs der Proben wieder einstellen müssen.

Stauder et al. (2019) untersuchen das Verhalten der Restfestigkeit für verschiedene Prüfgeometrien und mechanische Testmethoden von Zug- und Druckversuchen über Scherversuche bis hin zu Untersuchungen der Spaltzugfestigkeit. Die Ergebnisse des Artikels zeigen bei Vermessung temperaturbehandelter Prüfkörper mit Formgrundstoff Quarzsand einen Festigkeitsabfall von 50 % bei 240 °C, wobei die Festigkeiten bei Erwärmung bis 200 °C durch zusätzliche Aushärtung tendenziell zugenommen haben. (Stauder et al., 2019)

Im Rahmen dieser Arbeit soll in Anlehnung an die DIN EN ISO 4624 (2016) als kohäsives Versagen ein Bruch durch die Binderbrücke oder den Formgrundstoff definiert werden. Ein Ablösen entlang der Grenzfläche aus Formgrundstoff und Binderbrücke wird als adhäsives Versagen bezeichnet. Vaskova und Conev (2019) untersuchen das Bruchverhalten von temperaturbehandelten Proben im Vergleich zu Proben im Rohzustand. In Abbildung 2.11 sind Nahaufnahmen der Bruchflächen dargestellt.

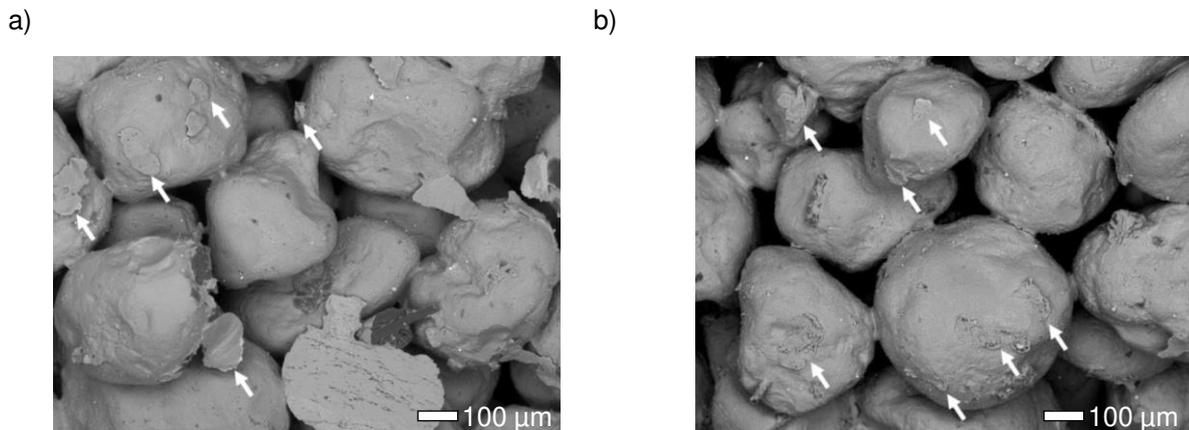


Abbildung 2.11: Bruchverhalten anorganisch gebundener Formstoffe vor a) und nach Temperaturbehandlung bei 400 °C über 5 min b) nach Vaskova und Coney (2019)

Während die nicht temperaturbehandelten Proben ein kohäsives Versagensverhalten zeigen, kann bei den temperaturbelasteten Proben neben einem kohäsiven auch ein adhäsives Bruchverhalten beobachtet werden. Nach Vaskova und Coney (2019) liegt das Verhältnis der Versagensart in ihren Untersuchungen bei 50 : 50. Auch Stachowicz et al. (2011) bestätigen dieses Bruchverhalten und konnten bei Temperaturen oberhalb 1100 °C sogar Versagen durch Bruch einzelner Sandkörner hindurch beobachten. Dieser Temperaturbereich ist jedoch für den Leichtmetallguss nicht relevant.

### 2.3.3.2 Messung der Abriebfestigkeit von Kernen nach Temperatureintrag

Coney et al. (2017) schlagen als Methode zur Beschreibung des Entkernverhaltens neben der Messung der Restfestigkeit nach Temperatureintrag auch Abrasionstests nach Temperatureintrag vor. Ihre Untersuchungen zeigen, dass Prüfkörper mit feineren Sanden höhere Scherkräfte als grobsandige Prüfkörper aufnehmen können, sowie ein sehr gutes Zerfallsverhalten von Cerabeads mit kugelförmiger Geometrie im Vergleich zu silikatischen und nicht-silikatischen Sanden. Eine Validierung ihrer Erkenntnisse an Realbauteilen wird nicht vorgestellt. Auch in einem Patent der ASK Chemicals GmbH (Deters et al., 2015) wird das Entkernverhalten anhand von Abrasionstests nach Temperatureintrag beschrieben.

### **2.3.3.3 Versagen unter Last und Temperatur**

Popoola und Fayomi (2011) beschreiben eine Testmethode, bei der auf einen Prüfkörper in einem Ofen ein Gewicht aufgelegt wird und unter Temperatureinwirkung die Zeit gemessen wird, bis der Prüfkörper unter der Last versagt.

### **2.3.3.4 Messung der Belastung durch Kontraktion des Gusswerkstoffes**

Kossien (2018) untersucht das Verhalten der Restfestigkeit bei heißgepressten Proben mit anorganisch gebundenem Formstoff. Dabei werden Zylinderproben unter Last temperiert und das Kontraktionsverhalten sowie die resultierenden Restfestigkeiten vermessen. Die Messungen zeigen, dass eine signifikante Steigerung der gemessenen Restfestigkeit erst oberhalb von 1000 °C festgestellt werden kann. Für Anwendungen im Leichtmetallguss sind diese Temperaturen jedoch nicht relevant.

Galles (2016) untersuchte das Aufschumpfverhalten von Stahl auf Sandkerne mittels Differentialtransformatoren und ermittelte über einen inversen simulativen Ansatz Materialparameter für den Formstoff. Dabei konnte er zeigen, dass neben der thermischen Ausdehnung des Sandes auch die Volumenausdehnung des körnigen Materials aufgrund von auftretenden Scherkräften (Dilatation genannt) berücksichtigt werden müssen.

### **2.3.3.5 Untersuchung des Entkernverhaltens an eingegossenen Kernen**

Die vorherig beschriebenen Methoden zur Charakterisierung des Entkernverhaltens haben alle gemein, dass der Fokus der Methode lediglich einzelne Effekte des temperaturbehandelten Formstoffes untersuchen und kein gesamtheitliches Bild des hochkomplexen Zusammenspiels zwischen Einfluss der Temperatur durch den Abguss, Einfluss des Formstoffsystems, Einfluss der Geometrie und auch des Entkernprozesses selbst abbilden kann. Im Folgenden werden Methoden vorgestellt, die diese Einflussfaktoren kombiniert untersuchen.

Flemming und Tilch (1993) beschreiben eine Testmethode für eingegossene Sandkerne, bei der auf eine Geometrie in Anlehnung an den mechanischen Entkernprozess Einzelschläge aufgebracht werden und die benötigte Anzahl an Schlägen zur Entkernung gezählt wird. In Abbildung 2.12 ist der prinzipielle Versuchsaufbau sowie die Probengeometrie dargestellt.

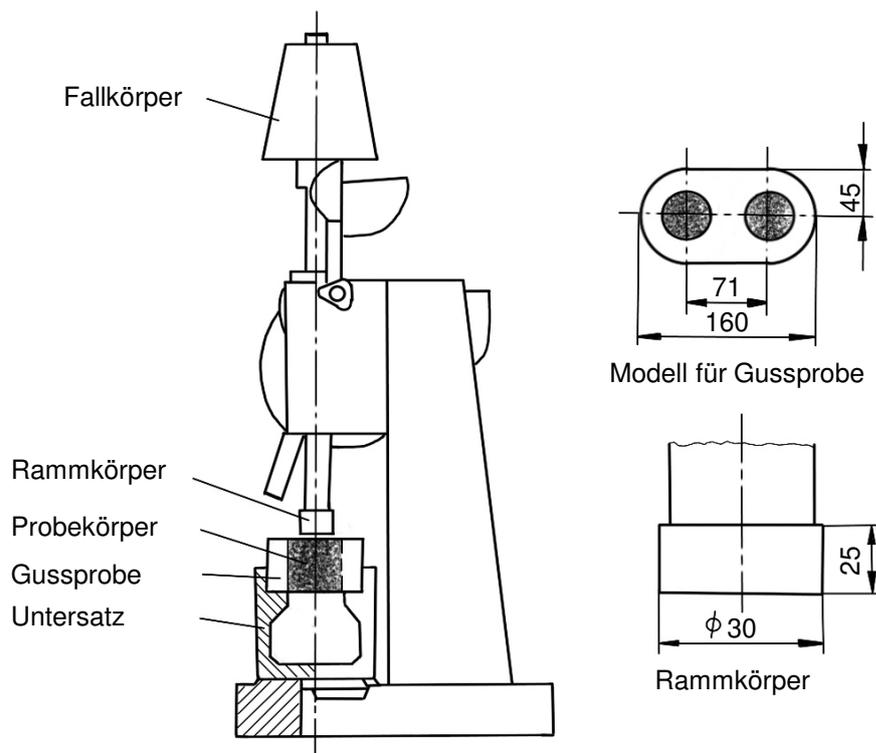


Abbildung 2.12: Aufbau und Geometrie des Prüfaufbaus nach Flemming und Tilch (1993)

Diese Methode wird mit einem angepassten Entkernhammer bei Izdebska-Szanda et al. (2012) sowie auch bei Izdebska-Szanda et al. (2013) zur Untersuchung anorganisch gebundener Formstoffsysteme verwendet. Weiter gibt es Ansätze, eingegossene Dog-Bone-Geometrien oder auch eingegossene Scheiben zur Charakterisierung des Entkernverhaltens durch Schütteln zu verwenden. Insbesondere auf den genannten Scheibentest wird in mehreren Patenten verwiesen wie beispielsweise bei Yunovich et al. (1994). Eine weitere Geometrie zur Charakterisierung des Entkernverhaltens wird von Henry et al. (1999) in Form einer eingegossenen keilförmigen Probe beschrieben. Das Entkernverhalten wird dabei über einen Vibrations-Teststand charakterisiert, indem zu bestimmten Zeitpunkten die entkernte Masse gemessen und die benötigte Zeit für vollständiges Entkernen für verschiedene Binder und Gießprozesse verglichen wird. Auch in Fennell und Crandell (2008) ist diese Charakterisierungsmethode beschrieben. Ebenso verwenden Stauder et al. (2018) die keilförmige Probe als Grundlage für ihre Untersuchungen, modifizieren diese aber. Insbesondere um eine vollständige Durcherhitzung des Formstoffs zu gewährleisten, wurde ein größerer Speiser auf das Gussbauteil konstruiert. In Abbildung 2.13a ist die Formstoffprobe

und in Abbildung 2.13b der verwendete Vibrationsaufbau zur Entkernung dargestellt. Der Entkernvorgang wird in den Untersuchungen über eine Vibrationseinheit mit einer 50 Hz Schwingung mit einer maximalen Beschleunigung von  $60 \text{ m s}^{-2}$  für ca. 2 Sekunden beaufschlagt. Am Testkörper selber konnten Beschleunigungen bis zu  $1000 \text{ m s}^{-2}$  gemessen werden. Jeweils nach einem Entkerndurchgang wird die Masse an entkerntem Formstoff gemessen.

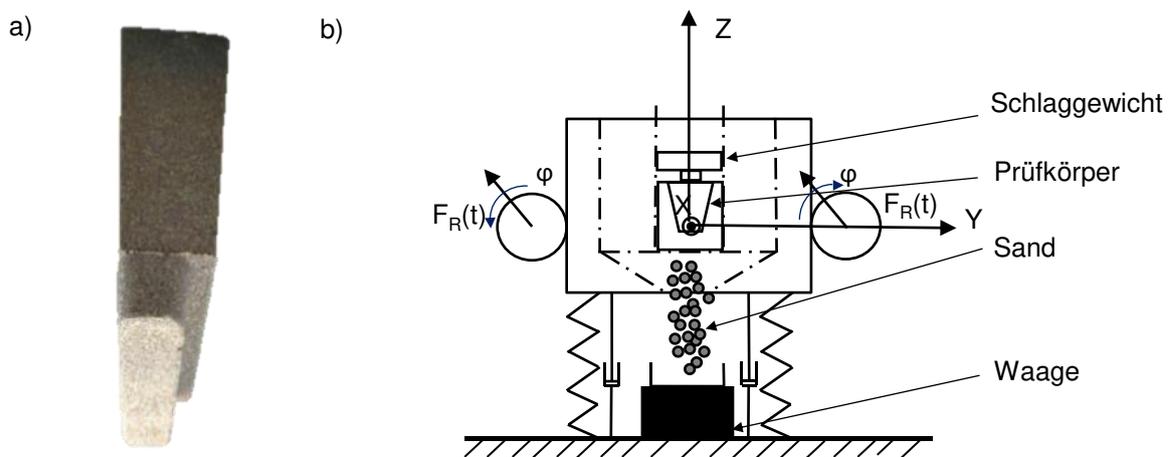


Abbildung 2.13: Keilförmige Entkernprobe von Stauder a) und Entkernvorrichtung b) nach Stauder et al. (2018)

Es wird das Entkernverhalten für verschiedene anorganisch gebundene Proben mit unterschiedlicher Abkühlhistorie verglichen und dabei zeigt sich, dass in Abhängigkeit der Dauer der Temperatureinwirkung mit erhöhten Vorschädigungen im Kern gerechnet werden kann. Weiter wird gezeigt, dass aufgrund des Zusammenschrumpfens des Gussbauteils auf den Kern bereits Vorschädigungen in den Randbereichen detektiert werden können.

Izdebska-Szanda et al. (2012) kombinieren die Messung der Restfestigkeit, vgl. Kapitel 2.3.3.1, mit einem sogenannten "Knock-Out-Test". Dabei werden definierte Schläge auf einen Probekörper mit eingegossenem zylindrischen Kern mit Durchmesser und Höhe 50 mm aufgebracht und die notwendige Entkernenergie wird in Form der Anzahl an benötigten Schlägen bis zur vollständigen Entkernung gemessen. Dabei konnte beobachtet werden, dass durch Anpassung des Bindersystems die Entkern-Arbeit verringert werden kann. Major-Gabryś et al. (2014) zeigen insbesondere für Kerne mit Temperaturbelastungen über  $600 \text{ }^\circ\text{C}$ , dass die Kenngröße der Restfestigkeit nicht mit der Entkernenergie korreliert und nicht als Maß

herangezogen werden kann. Sie schlagen zur Charakterisierung des Entkernverhaltens die Kenngröße des Ausdehnungsverhaltens des Formstoffsystems vor und postulieren ebenso, dass das Entkernverhalten durch ein hohes Maß an mechanischen Wechselwirkungen zwischen Formstoff und Gussbauteil beeinflusst wird.

Zusammenfassend lässt sich festhalten, dass in der Literatur einige Methoden zur Charakterisierung von mechanischen Eigenschaften von Sand-Binder-Systemen beschrieben sind. Eine standardisierte Methode zur Übertragung der Labormethoden auf den industriellen Entkernprozess ist dabei aber nicht vorhanden und insbesondere wird der Einfluss des veränderten Spannungszustands durch aufschumpfendes Metall auf den Formstoff nicht standardisiert berücksichtigt. Auch wird insbesondere dem Verhalten anorganischer Sand-Binder-Systeme, deren Festigkeiten sich nach dem Abguss nicht im gleichen Maße wie bei organischen Bindersystemen verringern, nicht mit angepassten Methoden Rechnung getragen.

## **2.4 Ansätze zur Modellierung von porösen Medien**

Bei der Modellierung von Prozessen und physikalischen Phänomenen gibt es verschiedene Ansätze und Detaillierungsstufen, die sich jeweils durch Modellierungsaufwand, Rechenaufwand und Informationstiefe grundlegend unterscheiden. Nach Volk et al. (2019) können Modelle dabei in drei prinzipielle Cluster gegliedert werden. Mathematisch-physikalische Modelle werden als weiße Modelle bezeichnet und basieren auf Differentialgleichungen und konstitutiven Annahmen. Graue Modelle basieren auf heuristisch-phänomenologischen Ansätzen und schwarze Modelle auf statistischen Korrelationen. Ziel des Einsatzes von virtueller Modellierung ist neben Reduzierung des experimentellen Aufwands auch die Möglichkeit, Wissenserweiterung durch den Einsatz von Soft-Sensoren (Maier et al., 2021) zu ermöglichen. Durch den Einsatz von Soft-Sensorik können prozessgebundene Erkenntnisse generiert werden, die beispielsweise experimentell nur mit sehr hohem Aufwand ermittelt werden könnten.

Übertragen auf die Modellierung von Sand-Binder-Systemen lassen sich in der Literatur maßgeblich drei prinzipielle Herangehensweisen der virtuellen Modellierung finden. Im Folgenden wird sowohl auf die Mehrskalmodellierung (weiße Modelle) als auch auf Ansätze mit makroskopischer Betrachtungsweise, sogenannte „verschmierte Modelle“, eingegangen (graue Modelle). Weiter werden kombinierte Ansätze mit erfahrungsbasierten und heuristischen Methoden vorgestellt (schwarze Modelle).

Inwiefern die Modellierungsansätze ineinander übergehen und miteinander gekoppelt sind soll im Folgenden näher beschrieben werden:

### 2.4.1 Multi-Skalenmodellierung

Bei der Mehrskalensimulation werden Eigenschaften auf Mikrostrukturbasis definiert und durch repräsentative/statistische Elementzellen dargestellt. So werden für die Modellierung von Sand-Binder-Systemen beispielsweise repräsentative Sandkörner extrahiert und in Volumenzellen mit Binderbrücken modelliert. Dies kann sowohl über Computertomographie-Aufnahmen (CT-Aufnahmen), mechanische Messungen oder beispielsweise auch über Mikroindenter-Messungen erfolgen (Lechner et al., 2020). In Schneider et al. (2018) wird eine solche Modellierung beschrieben. Ettemeyer et al. (2020) veröffentlichten auf dieser Basis Untersuchungen zur Eigenschaftsvorhersage wie Gasdurchlässigkeit, Zugfestigkeit und Ausdehnungsverhalten. Dafür wurden experimentell sowohl die Eigenschaften des Formgrundstoffs als auch des Bindersystems untersucht. In Abbildung 2.14 ist eine repräsentative Volumenzelle sowohl als CT-Aufnahme als auch virtuell modelliert dargestellt.

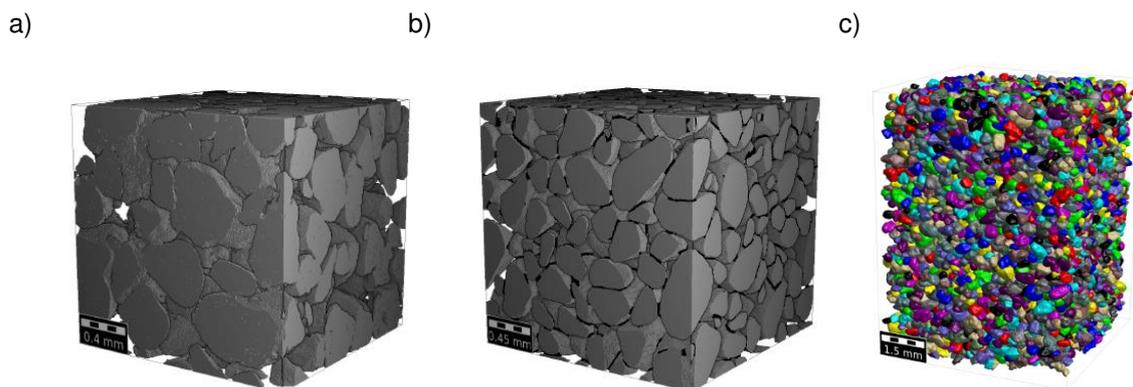


Abbildung 2.14: Visueller Vergleich von CT-Daten a) und einem computergenerierten Volumenelement für H32-Sand b) und 3D-Ansicht der Sandkörner c) nach Ettemeyer et al. (2020)

Ansätze der Untersuchung nach dem Typ der Mehrskalensmodellierung gibt es insbesondere auch im Bereich der Beton- und Zementwerkstoffe, welche einen vergleichbaren Aufbau wie Sand-Binder-Systeme aufweisen. In Abbildung 2.15 ist eine schematische Darstellung des Versagensregimes für verbundene Partikel in Abhängigkeit des Partikel-Matrix-Verhältnisses dargestellt.

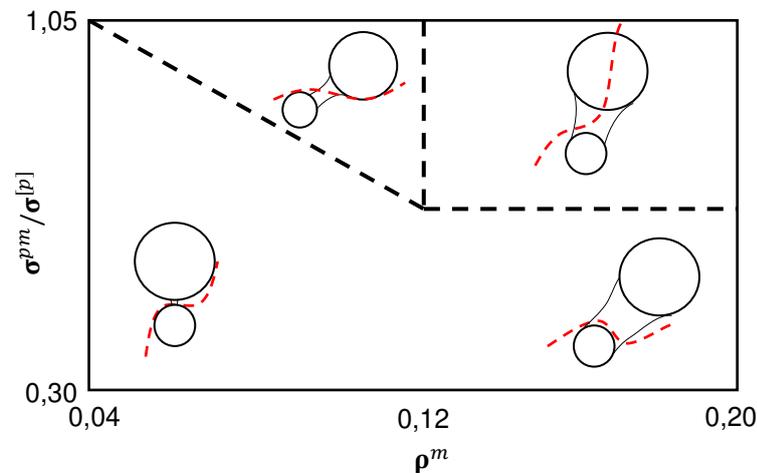


Abbildung 2.15: Schematische Darstellung des Versagensregimes in Abhängigkeit des Partikel-Matrix-Verhältnisses nach Topin et al. (2007)

Auf der Ordinate ist das Verhältnis aus Partikel-Matrix-Adhäsion  $\sigma^{pm}$  und ertragbarer Zugspannung der Partikel  $\sigma^{[p]}$  aufgetragen. Auf der Abszisse ist das Partikel-Matrix-Verhältnis  $\rho^m$  dargestellt. Nach Topin et al. (2007) lässt sich Versagen auf Mikro-Ebene durch Rissfortschritt in drei charakteristische Bereiche unterteilen. Wird die Partikelschadensgrenze nicht erreicht, breitet sich der Riss durch umgebende Poren in der Matrix oder der Partikel-Matrix-Grenzfläche aus. Oberhalb der ertragbaren Spannungsgrenze der Partikel und für  $\rho^m < 0,12$  kann der Rissfortschritt durch die Matrix und durch sehr stabile Binderbrücken teilweise auch in die Partikel selber fortschreiten. Dieser Effekt kann zu Abrasion der Partikel führen. Spannungsspitzen oberhalb der ertragbaren Partikelfestigkeit und ein Partikel-Matrix-Verhältnis von  $\rho^m > 0,12$  führen zu Rissfortschritt sowohl durch die Matrix als auch durch die Partikel und führen zu Zersplitterung der Partikel. Dieses Verhalten wird auch von Delenne et al. (2009) beschrieben.

Ein weiteres Modell für die Bruchentwicklung auf Mikro-Ebene wird bei Antonyuk (2006) beschrieben. Dabei wird davon ausgegangen, dass eine fehlende Binderbrücke oder eine Fehlstelle, wie sie auch im Bereich von Formstoffen vorkommen, aufgrund einer äußeren Last zu einem Biegemoment und zu auftretenden Scherkräften innerhalb der Struktur führt. Dies kann dann zu Mikrobrüchen und kumuliert auch zu einem Makrobruch führen. In Abbildung 2.16 ist dieses Verhalten schematisch mit den entsprechend auftretenden Biegemomenten dargestellt.

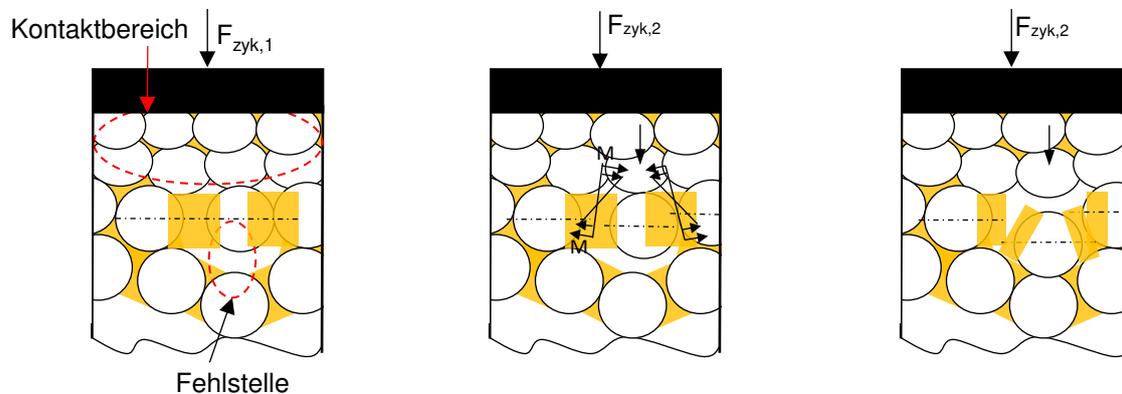


Abbildung 2.16: Bruchverhalten aufgrund auftretender Biegemomente bei kugelförmigen Granulaten nach Antonyuk (2006, S. 172)

Nach Stauder (2018) ist ein Übertrag der Erkenntnisse aus der Gesteins- und Bodenmechanik auf Gießereisandkerne legitim und führt zur Folgerung, dass jede Binderbrücke eines verfestigten Sandkerns auf Mikro-Ebene einen Schwachpunkt in der Struktur der Gießereikerne darstellt und somit ein potenzieller Bereich für Rissausbreitung ist. Weiter erfolgt der Zerfall von Sandkernen nach Stauder (2018) entlang von Korngrenzen des Formgrundstoffs.

Bei der Modellierung auf Mikro-Ebene werden allen Einzelbestandteilen partielle und räumlich definierte lokale Eigenschaften zugewiesen und diese dann gekoppelt. Durch Definition eines sogenannten repräsentativen Volumenelements (RVE), bzw. eines statistischen Volumenelements (SVE) können mit diesem Ansatz dann sogenannte „effektive“ Werte für zusammenhängende Geometrien berechnet werden. Zur Erklärung des Unterschieds zwischen einem RVE und einem SVE sind in Abbildung 2.17a eine periodische Struktur und in Abbildung 2.17b eine stochastisch aufgebaute Struktur dargestellt.

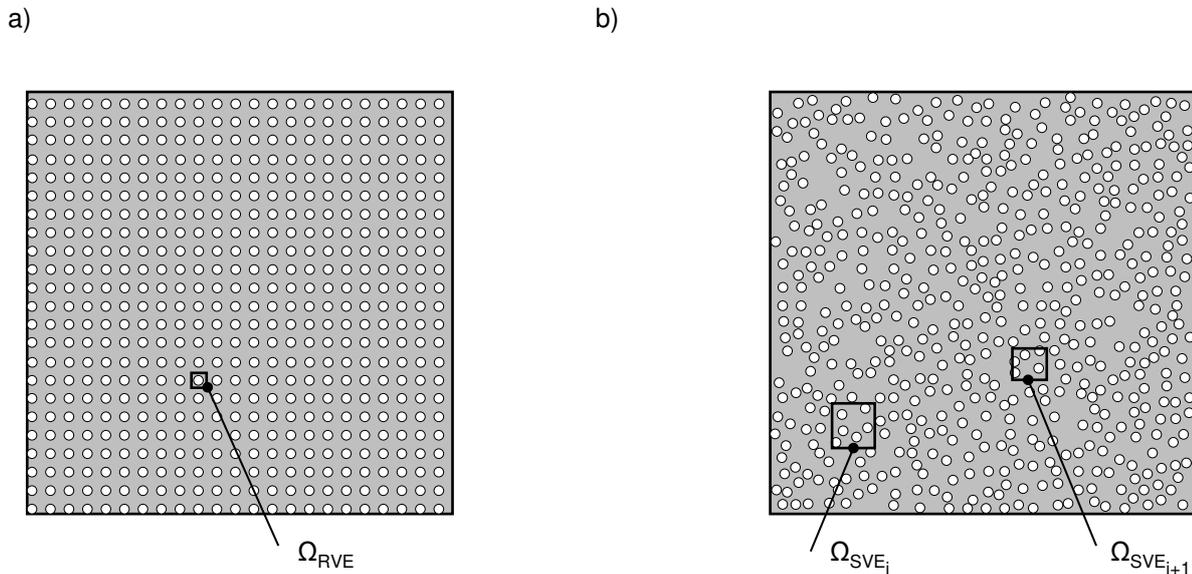


Abbildung 2.17: Schematische Darstellung einer periodischen Struktur, aus der ein repräsentatives Volumenelement (RVE) extrahiert werden kann a) und stochastisch oder teilperiodische Struktur, aus der ein statistisches Volumenelement (SVE) gebildet werden kann b) nach Richter (2015)

Bei einer periodischen Struktur, wie es beispielweise bei Metallen häufig der Fall ist, können größere Geometriebereiche durch ein repräsentatives Volumenelement  $\Omega_{RVE}$  zusammengesetzt werden. Liegt hingegen eine unregelmäßig verteilte Struktur vor, so sind die effektiven Eigenschaften deutlich abhängig von der Wahl des gewählten statistischen Volumenelements  $\Omega_{SVE}$  und folglich auch abhängig von dessen Dimension. Prinzipiell sollte eine möglichst kleine, aber hinreichend große Einheit als Volumenelement gewählt werden, damit lokale Mittelwertschwankungen eliminiert werden. Zusammenfassend sind die charakteristischen Unterschiede zwischen RVE und SVE in Tabelle 2.4 aufgelistet.

Tabelle 2.4: Unterschiede zwischen repräsentativem und statistischem Volumenelement nach Richter (2015)

	<b>Repräsentatives Volumenelement (RVE)</b>	<b>Statistisches Volumenelement (SVE)</b>
<b>Periodizität</b>	global	lokal
<b>Einheit</b>	kleinste wiederkehrende Einheit	hinreichend große oder hinreichend viele Einheiten
<b>Materialkennwerte</b>	liefert effektive Materialkennwerte	liefert scheinbare Materialkennwerte
<b>Formulierung</b>	$C_{RVE} = C_{eff}$	$C_{SVE} = C_{app}(x); \lim_{n \rightarrow \infty} \frac{1}{n} \sum_{i=1}^n C_{app_i} = C_{eff}$

Für die im Rahmen dieser Arbeit betrachteten Sand-Binder-Systeme kann von einer statistischen Verteilung der Formgrundstoffe ausgegangen werden und die Formulierung der effektiven Eigenschaften  $C_{eff}$  ist somit von der Größe und der Anzahl des betrachteten statistischen Volumenelements  $C_{app}$  abhängig. Auf der Mikro-Ebene führt, wie bereits in Abbildung 2.15 und Abbildung 2.16 gezeigt, eine lokale Überbelastung zu einem lokalen Versagen, dass bezogen auf eine größere Volumeneinheit zu einer effektiven Versagensspannung führt. Ist das belastete Volumen größer, so ist die Wahrscheinlichkeit für ein Versagen höher. Das bedeutet, dass die ertragbare Spannung  $\sigma_{eff}$  einer anorganisch gebundenen Sand-Binder-Geometrie aufgrund der statistischen Verteilung abhängig vom belasteten Volumen ist. Lechner et al. (2018) konnten diesen Effekt der Abhängigkeit der Materialparameter vom betrachteten Volumen für anorganisch gebundene Sand-Binder-Systeme im Rohzustand nachweisen. Etemeyer et al. (2020) zeigen diese Volumenabhängigkeit für Sand-Binder-Systeme auch simulativ.

#### 2.4.2 Makroskopische Betrachtungsweise

Bei der Beschreibung poröser Medien gibt es nach Ehlers (1996) prinzipiell zwei grundlegende Ansätze. Dabei können entweder vorliegende Einzelmaterialien isoliert betrachtet und über geeignete Rand- und Koppelbedingungen miteinander verbunden werden, vgl. Kapitel 2.4.1,

oder andererseits die Annahme eines verschmierten Modells mit gemittelten Eigenschaften über alle vorliegenden Phasengrenzen hinweg getroffen werden. Letztere Betrachtungsweise ist insbesondere nur dann gültig, wenn der betrachtete Kontrollraum groß genug und die darin befindlichen Einzelmedien im Verhältnis dazu fein genug verteilt sind. (Ehlers, 1996)

Dabei wird als Idealisierung der Wirklichkeit ein Kontinuum anstelle des diskontinuierlichen Materials, wie es beispielsweise auf Mikro-Ebene bei Sand-Binder-Systemen vorliegt, angenommen. In Abbildung 2.18 ist eine schematische Darstellung des Übergangs des Verhaltens der Mikrostruktur auf ein homogenisiertes Modell (makroskopische Betrachtungsweise) dargestellt.

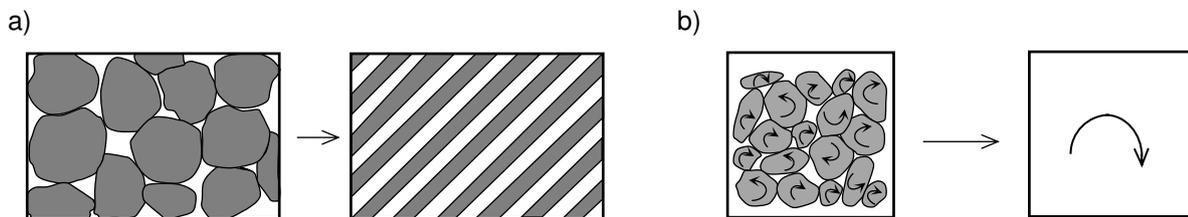


Abbildung 2.18: Schematische Darstellung des gedanklichen Übergangs aus geometrischem Aufbau zu statistischem Ersatzmodell a) nach Ehlers (1996) und schematische Darstellung der gemittelten Eigenschaften bei Übergang aus geometrischem zu statistischem Ersatzmodell b) nach Volk (1999)

Vorteil dieser Idealisierung ist die Vereinfachung, dass mechanische Größen durch stetige Funktionen beschreibbar werden. Bei dieser Betrachtungsweise muss allerdings darauf geachtet werden, dass Spannungen und resultierende Verzerrungen nur sinnvoll zu bewerten sind, wenn diese auf deutlich größere Bereiche als die Einzelbestandteile des diskontinuierlichen Materials bezogen werden. (Gross & Seelig, 2016, S. 5)

Für experimentelle Beschreibungen und Untersuchungen ist die Betrachtung auf Makro-Ebene oftmals einfacher. Bei der makroskopischen Betrachtung wird das Sand-Binder-System als ein Materialmodell ohne Berücksichtigung mikroskopischer Eigenschaften beschrieben. Nichtsdestotrotz behalten bei einem makroskopischen Modellierungsansatz physikalische Zusammenhänge ihre Gültigkeit und werden mit Ansätzen aus der Kontinuumsmechanik berechnet. Diese Modelle kommen im Rahmen von industriell eingesetzten Simulationen oftmals aufgrund geringerer Modellierungs- und Rechenzeiten zum Einsatz. Für eingegossene Sand-Binder-Systeme wird diese Methode beispielsweise bei Ettemeyer et al. (2018) zur

virtuellen Detektion des Entkernfortschritts anhand von charakteristischen Eigenfrequenzen verwendet. Auch Lechner et al. (2021) verwenden einen solchen makroskopischen Ansatz zur Vorhersage von Kernbruch an hochkomplexen Wassermantelkernen bei Handlingsprozessen.

### 2.4.3 Kombinierte Ansätze

Der dritte Ansatz, der im Rahmen dieser Arbeit beschrieben werden soll, ist die Beschreibung über erfahrungsbasierte, heuristische Modelle. Die Modellierung kann dabei aus Erfahrungsdatenbanken, aus physikalischen und modellbasierten Ansätzen kombiniert werden. Ansätze mit künstlicher Intelligenz (KI) können dabei beispielsweise mit physikalischen Randbedingungen verknüpft werden. Eine solche Kombination physikalischer Zusammenhänge mit Lookup-Tabellen, also mit Erfahrungsdatenbanken, ist bei vielen kommerziellen Simulationsanwendungen Stand der Technik.

Zusammenfassend lässt sich festhalten, dass es zur Modellierung von Sand-Binder-Systemen und porösen und mehrphasigen Materialien prinzipiell mehrere gültige Herangehensweisen zur Modellierung gibt. Die Wahl der gewählten Modellierung hängt dabei maßgeblich von den bekannten Einzelkenngrößen sowie von den Randbedingungen im betrachteten System ab. Auch können die Rechenzeit und die gewünschte Auflösung der Ergebnisgenauigkeit eine Rolle spielen.

Im Rahmen dieser Arbeit liegt der Fokus auf der makroskopischen Modellierung und entsprechend basieren die im nachfolgenden Kapitel vorgestellten experimentellen Versuche auf einer makroskopischen Betrachtungsweise des Sand-Binder-Systems.

## 2.5 Mechanische Modelle für granulare Medien

Granulare Medien, wie beispielsweise Sand-Binder-Systeme, zeichnen sich dadurch aus, dass sie deutlich weniger Zugspannungen im Vergleich zu Druckspannungen aufnehmen können. (Gross & Seelig, 2016, S. 49ff) Auch ist bei diesen Materialien die ertragbare Festigkeit abhängig vom hydrostatischen Spannungszustand.

Während bei isotropen Materialien Fließbedingungen mit Fließflächen unabhängig vom hydrostatischen Spannungszustand verwendet werden können, gibt es für granulare Medien erweiterte Fließbedingungen zur Beschreibung des Versagens. In Abbildung 2.19 sind im Vergleich die zwei bekanntesten isotropen Fließmodelle nach von Mises (1913) und Tresca (Sloan & Booker, 1986) und zwei anisotrope Modelle nach Drucker & Prager (1952) und Mohr-Coulomb (Labuz & Zang, 2012) im Vergleich dargestellt.

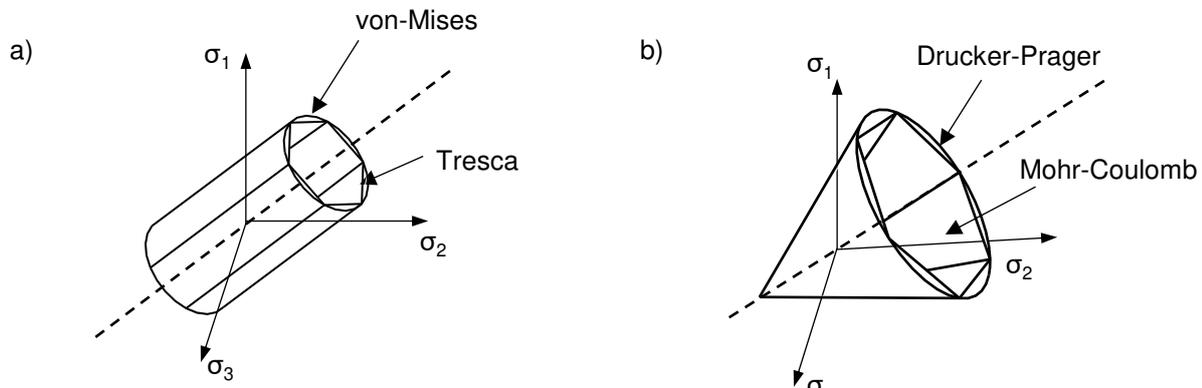


Abbildung 2.19: Vergleich von druckunabhängigen Systemen wie bei von-Mises und Tresca nach Gross & Seelig (2016, S. 25) a) und druckabhängigen Systemen wie Mohr-Coulomb oder Drucker-Prager b) nach Khatibinia et al. (2016)

Während die Fließfläche bei isotropen Materialien eine zylinderähnliche Form mit konstantem Querschnitt aufweist, bildet sich die Fließfläche bei granularen (druckabhängigen) Medien in Form eines geöffneten Kegels aus.

In der Literatur finden sich in anderen technischen Disziplinen mit vergleichbaren Materialzusammensetzungen einige Ansätze und Modelle zur Beschreibung von Boden- und Gesteinsmaterialien. Beispielsweise wird für den Bereich Bodenmechanik zur Beschreibung der Scherbandbildung mikropolarer Medien nach Ehlers (1995) ein druckabhängiges Materialmodell mit sieben Parametern vorgestellt. Zhou et al. (2017) verwenden ein druckabhängiges Materialmodell für das dichteabhängige Verhalten von Metallpulvern. Auch werden solche Materialmodelle für pulverförmige und granulare Medien wie beispielsweise bei Mazel et al. (2014) zur Beschreibung des Verdichtungsverhaltens beim Tablettenpressen im Pharmaziebereich sowie bei Shang (2012) zur Modellierung des Bruchverhaltens von gepressten Pulvern verwendet. In Abbildung 2.20 sind verschiedene druckabhängige Systeme im Hauptspannungsraum im Vergleich dargestellt. Allen diesen Modellen ist die Abhängigkeit der ertragbaren Druckspannung vom hydrostatischen Lastfall gemein.

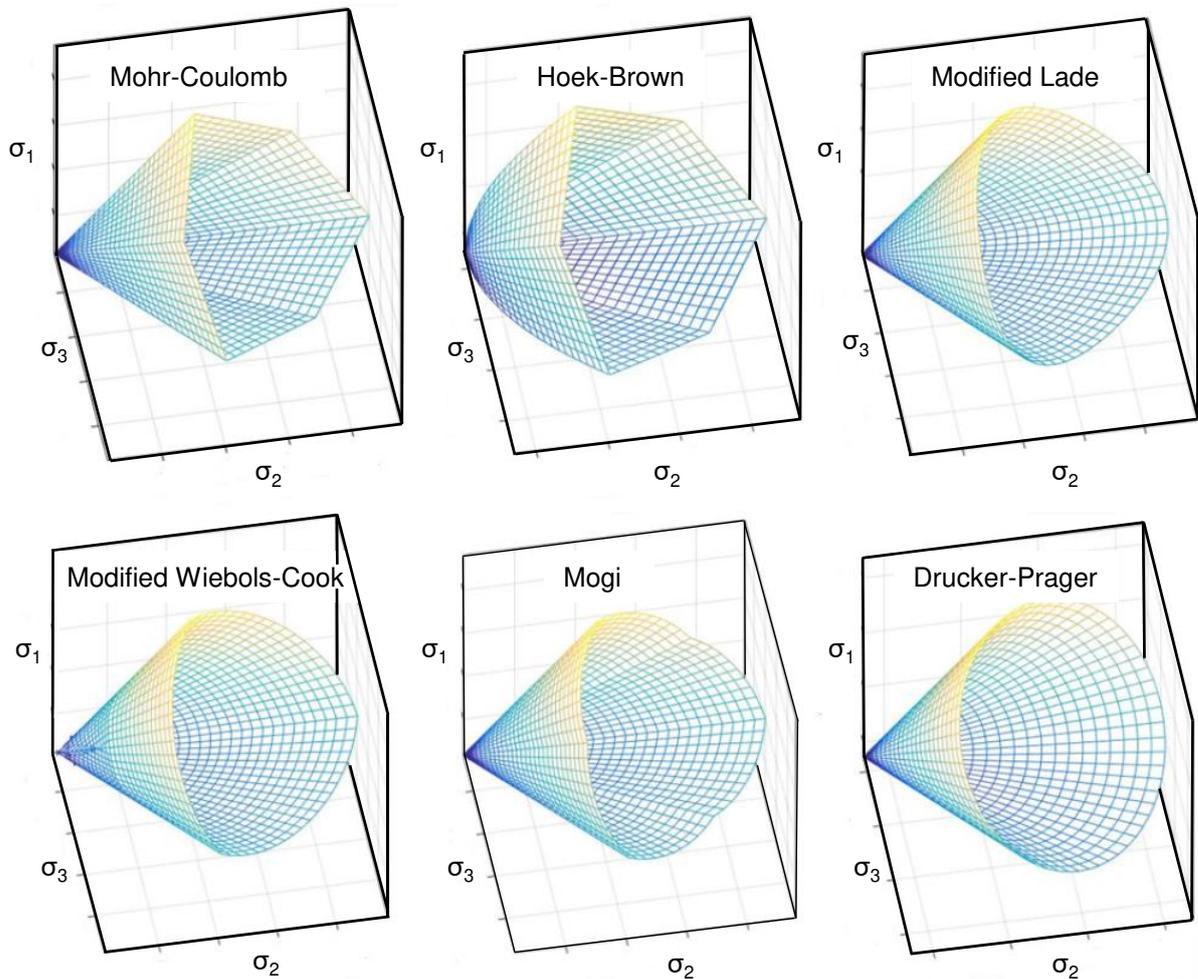


Abbildung 2.20: Vergleich verschiedener Modelle nach Mehranpour et al. (2016)

Unterschiede der verschiedenen Modelle zeichnen sich insbesondere im Zugspannungsbereich und bei der Entwicklung entlang der hydrostatischen Achse ab. Das Drucker-Prager Modell (DP Modell) ist das grundlegendste und von der Formulierung her einfachste Modell zur Beschreibung druckabhängiger Systeme und wird im Folgenden im Detail vorgestellt.

### 2.5.1 Drucker-Prager Modell

Das DP Modell geht zurück auf eine Veröffentlichung von Daniel Charles Drucker und William Prager aus dem Jahre 1952 (Drucker & Prager, 1952). Ursprünglich entwickelt für die Modellierung von Erdreich, wurde es später erweitert für die Anwendung auf Gestein (Alejano & Bobet, 2012), Beton und andere Materialien.

Mit dem DP Modell kann der Beginn des plastischen Fließens abgebildet werden. Dabei wird der Einfluss der hydrostatischen Spannungskomponente für druckabhängig verfestigende Werkstoffe berücksichtigt (Helwany, 2007, S. 61).

Die grundlegende Gleichung des DP Modells ist nach Drucker & Prager (1952, S. 158):

$$f(I_1, J_2) = \alpha I_1 + \sqrt{J_2} - k = 0 \quad \text{Formel 2.2}$$

$\alpha$  und  $k$  sind Materialkonstanten, welche die spezifischen Eigenschaften des Materials beschreiben und experimentell ermittelt werden können.  $I_1$  ist die erste Invariante und  $J_2$  die zweite Invariante des deviatorischen Anteils des Spannungstensors. Der Spannungsdeviator entspricht demjenigen Teil des Spannungstensors, der vom hydrostatischen Teil abweicht (Gross et al., 2018, S. 82-84).  $I_1$  und  $J_2$  können mit den Hauptspannungen  $\sigma_1$ ,  $\sigma_2$  und  $\sigma_3$  wie folgt berechnet werden:

$$I_1 = \sigma_1 + \sigma_2 + \sigma_3 \quad \text{Formel 2.3}$$

$$J_2 = \frac{1}{6} [(\sigma_1 - \sigma_2)^2 + (\sigma_2 - \sigma_3)^2 + (\sigma_3 - \sigma_1)^2] \quad \text{Formel 2.4}$$

Der zugrundeliegende Versagensmechanismus beim DP Modell ist Versagen durch Schubbelastung in der sogenannten Oktaederfläche  $\tau_{oct}$ . Die Oktaederfläche wird durch einen Schnitt durch den Spannungsraum definiert, dessen Normale mit jeder der drei Hauptachsen den gleichen Winkel einschließt. Die Schubspannung in der Oktaederfläche kann folgendermaßen formuliert werden (Alejano & Bobet, 2012):

$$\tau_{oct} = \sqrt{\frac{2}{3} J_2} \quad \text{Formel 2.5}$$

Das DP Modell wird oftmals in einem sogenannten p-q-Diagramm, vgl. Abbildung 2.21, dargestellt. Dabei wird auf der Abszisse der hydrostatische Spannungszustand  $p$  und auf der Ordinate die von-Mises Vergleichsspannung  $q$  aufgetragen.

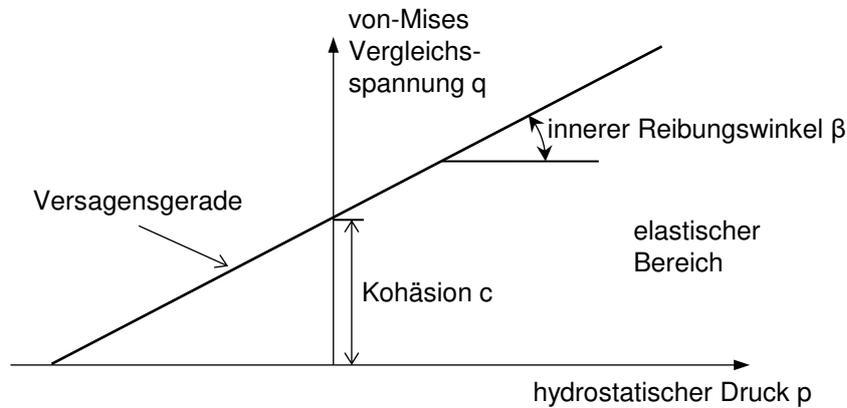


Abbildung 2.21: DP Modell dargestellt im  $p$ - $q$ -Diagramm nach Helwany (2007, S. 62)

Der hydrostatische Druck  $p$  wird definiert durch (Helwany, 2007, S. 55):

$$p = \frac{1}{3}(\sigma_1 + \sigma_2 + \sigma_3) \quad \text{Formel 2.6}$$

Die von-Mises Vergleichsspannung  $q$  berechnet sich aus den einzelnen Spannungskomponenten  $\sigma_x, \sigma_y, \sigma_z$  sowie den zugehörigen Schubspannungen  $\tau_x, \tau_y, \tau_z$  in allen drei Raumrichtungen durch:

$$\begin{aligned} \sigma_{v,M} &= q \\ &= \sqrt{\sigma_x^2 + \sigma_y^2 + \sigma_z^2 - \sigma_x\sigma_y - \sigma_x\sigma_z - \sigma_y\sigma_z + 3(\tau_{xy}^2 + \tau_{xz}^2 + \tau_{yz}^2)} \end{aligned} \quad \text{Formel 2.7}$$

Im Hauptspannungsraum vereinfacht sich die Formulierung der Vergleichsspannung nach Gross et al. (2018, S. 85) zu:

$$\sigma_{v,M} = q = \sqrt{\frac{1}{2}((\sigma_1 - \sigma_2)^2 + (\sigma_2 - \sigma_3)^2 + (\sigma_3 - \sigma_1)^2)} \quad \text{Formel 2.8}$$

Die Schubversagenslinie definiert den Übergang von elastischem zu plastischem Materialverhalten. Unter der Schubversagenslinie wird von einem durch das hookesche Gesetz beschriebenen linear-elastischen Materialverhalten ausgegangen, wohingegen oberhalb der

Gerade mit plastischem Verhalten des Materials und Versagen durch Schubbelastung zu rechnen ist. Die Lage der Schubversagensgerade wird auf dem q-Achsenabschnitt durch die Kohäsion  $c$  und den Winkel der Steigung  $\beta$ , auch als Winkel der inneren Reibung bezeichnet, definiert. (Helwany, 2007, S. 61-62).

Einflussgrößen auf den Winkel der inneren Reibung sind maßgeblich die Rauheit, die Korngrößenverteilung, die Verdichtung und die Kohäsion zwischen den Körnern. Je größer die Rauheit, desto größer der Winkel der inneren Reibung. Ebenso erhöht sich der Winkel bei einer größeren Anzahl an verschiedenen Korngrößen und bei einer höheren Verdichtung. (Popov, 2015, S. 155ff.)

In Abbildung 2.22a ist das DP Modell im Hauptspannungsraum dargestellt. Der sich öffnende Kreiskegel wird durch den Zusammenhang aus Formel 2.2 beschrieben und bildet sich entlang der hydrostatischen Mittelachse im Hauptspannungsraum aus. In Abbildung 2.22b ist das DP Modell für den ebenen Spannungszustand mit der Bedingung  $\sigma_3 = 0$  dargestellt. Abbildung 2.22c zeigt die Darstellung in der sogenannten  $\pi$ -Ebene

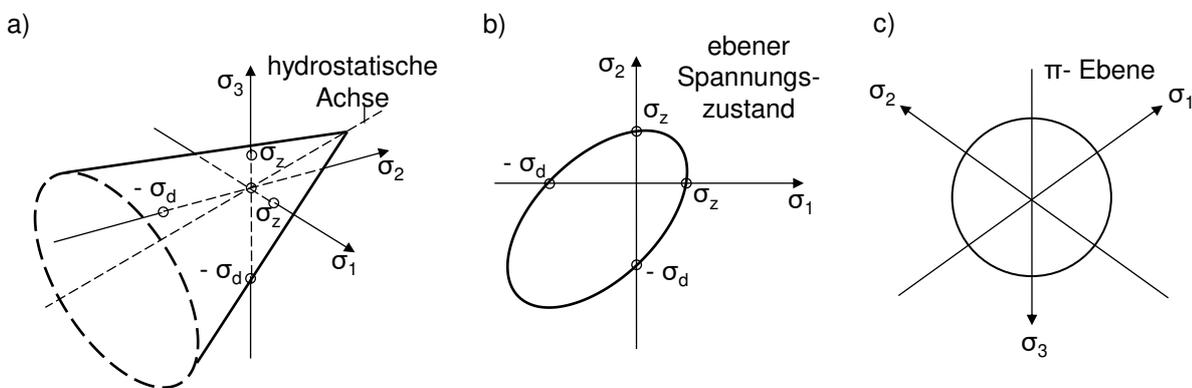


Abbildung 2.22: Darstellung des Kegels des DP Modells in der Hauptspannungsebene um die hydrostatische Achse a) und für den ebenen Spannungszustand mit  $\sigma_3 = 0$  b) nach Gross et al. (2018, S. 386) und in der  $\pi$ -Ebene c) nach Öztekin et al. (2016)

Die Werte  $\sigma_z$  und  $\sigma_d$  für die Darstellung im ebenen Spannungszustand können nach Gross et al. (2018, S. 386) unter Berücksichtigung der Bedingungen  $\sigma_1 = \sigma_3 = 0$  für  $\sigma_z$  bzw.  $\sigma_2 = \sigma_3 = 0$  für  $\sigma_d$  wie folgt berechnet werden:

$$\sigma_z = \frac{k}{\alpha + \frac{1}{\sqrt{3}}} \quad \text{Formel 2.9}$$

und

$$\sigma_d = \frac{k}{\alpha - \frac{1}{\sqrt{3}}} \quad \text{Formel 2.10}$$

Die  $\pi$ -Ebene wird beschrieben durch den in Formel 2.11 dargestellten Zusammenhang. Sie schneidet den Ursprung und ihre Normale verläuft parallel zur hydrostatischen Achse.

$$\sigma_1 + \sigma_2 + \sigma_3 = 0 \quad \text{Formel 2.11}$$

Projiziert man den DP-Kegel im dreidimensionalen Hauptspannungsraum auf die  $\pi$ -Ebene, so ergibt sich ein Kreis, vgl. Abbildung 2.22c. Diese Darstellungsform ist insbesondere für den Vergleich verschiedener Modelle gut geeignet.

### 2.5.2 Experimentelle Ermittlung der Parameter für das Drucker-Prager Modell

In Abbildung 2.23 ist die Versagensgerade des DP Modells mit entsprechenden Versuchen zur Beschreibung einzelner Punkte auf der Versagensgerade dargestellt. Unterschiedliche Punkte auf der Versagensgerade werden durch variierende Spannungszustände durch den Versuchsaufbau erreicht.

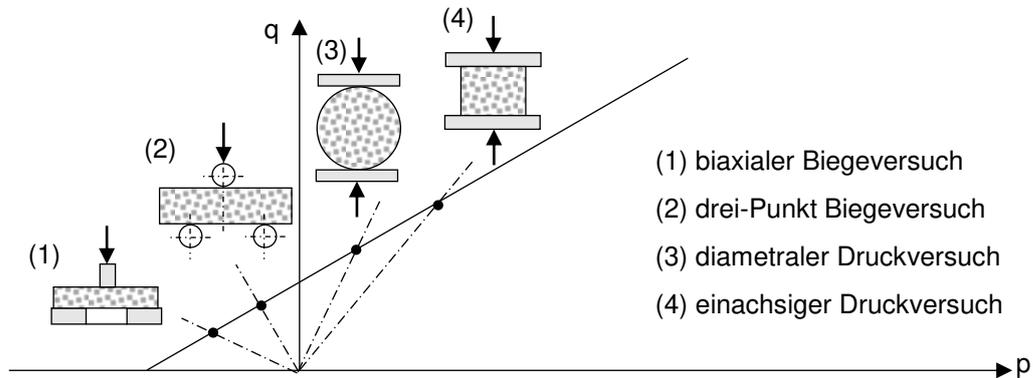


Abbildung 2.23: Experimentelle Bestimmung der Parameter zur Beschreibung der Versagensgeraden für das DP Modell nach Mazel et al. (2014)

Aus den jeweils ermittelten maximalen Bruchspannungen bei Versagen des Probekörpers kann über den in Tabelle 2.5 dargestellten Zusammenhang der Spannungspunkt im p-q-Spannungsraum berechnet werden. Die Versagensgerade ergibt sich aus einer linearen Interpolation zwischen den Versuchspunkten.

Tabelle 2.5: Umrechnung der maximalen Bruchspannungen in den p-q Spannungsraum in Abhängigkeit des durchgeführten Versuchs nach Mazel et al. (2014)

Versuchsart	Versagensspannung in N mm <sup>-2</sup>	Hydrostatischer Druck p in N mm <sup>-2</sup>	Von-Mises Vergleichsspannung q in N mm <sup>-2</sup>
biaxialer Biegeversuch	$\sigma_b$	$-\frac{2\sigma_b}{3}$	$\sigma_b$
drei-Punkt Biegeversuch	$\sigma_{3p}$	$-\frac{\sigma_{3p}}{3}$	$\sigma_{3p}$
diametraler Druckversuch	$\sigma_s$	$\frac{2\sigma_s}{3}$	$\sqrt{13}\sigma_s$
einachsiger Druckversuch	$\sigma_u$	$\frac{\sigma_u}{3}$	$\sigma_u$

### 2.5.3 Vergleich publizierter mechanischer Modelle für poröse Medien

Im Bereich der Pulververarbeitung, der Pharmazie und auch in der Boden- und Gesteinsmechanik gibt es viele Arbeiten, die sich mit mechanischen Modellen von porösen Medien beschäftigen. Ein Übertrag auf in der Gießereitechnik verwendete Sand-Binder-Systeme wird beispielsweise in der Arbeit von Stauder (2018) erörtert und zeigt mehrere Analogien wie beispielsweise die Zerkleinerung von groben Fragmenten, die für einen Übertrag auf den Entkernprozess in der Gießereitechnik sprechen können. In Tabelle 2.6 sind Werte für Kohäsion  $c$  und Reibungswinkel  $\beta$  aus der Literatur für verschiedene poröse Materialien dargestellt. Es zeigt sich, dass insbesondere im Bereich Sand-Binder-Systeme nur wenige Veröffentlichungen mit konkreten Werten existieren. Für Sand-Binder-Systeme lässt sich aber festhalten, dass es sowohl Ansätze zur Modellierung mit dem DP Modell als auch Ansätze mit dem Mohr-Coulomb (MC) Modell gibt. Weitere Ansätze wie beispielsweise das in Dong et al. (2010) vorgestellte Hauptspannungskriterium oder erweiterte druckabhängige Modelle wie das in Ehlers (1995) vorgestellte werden dabei nicht berücksichtigt.

Tabelle 2.6: Vergleich publizierter mechanischer Modelle für poröse Medien

Verwendetes Modell	Kohäsion $c$ in MPa	Reibungswinkel $\beta$ in °	Bemerkung	Quelle
DP Modell	2,5	20	Gips, Wasser, Sand	Mehranpour et al. 2016
DP Modell	0,9 – 6,5	30	Werte abhängig von Verdichtung, Pharmazeutische Anwendung	Mazel et al., 2014
DP Modell	1 – 40	68 - 71	Werte abhängig von Verdichtung, Metallpulver	Zhou et al., 2017
DP Modell	1,15	55	gebundener Sand bei 20 °C	Galles, 2016
DP Modell	0,0	55	gebundener Sand bei 180 °C	Galles, 2016
DP Modell	-	-	Werte nicht publiziert	Thorborg & Kumar, 2020
MC Modell	1,8	>30	anorganisch gebundener Formstoff, variable Temperatur (Werte aus Veröffentlichung berechnet)	Stauder et al., 2019
MC Modell	1-3	20-35	anorganisch gebundener Formstoff bei Raumtemperatur, variabler Bindergehalt, Werte Weibull skaliert	Lechner et al., 2021

## **2.6 Kommerzielle Simulationsprogramme zur virtuellen Modellierung von Sand-Binder-Systemen**

Nahezu die gesamte Prozesskette des Gießereiwesens kann über kommerzielle Simulationsprogramme virtuell abgebildet werden. Simulationsprogramme wie beispielsweise MAGMA (MAGMA Gießertechnologie GmbH, Aachen, Deutschland) und WinCast (RWP GmbH, Rötgen, Deutschland) können sowohl das Fließverhalten von flüssiger Schmelze sowie das Formfüll- und Erstarrungsvermögen in diversen Gießverfahren simulieren. Auch können Eigenschaften des Gussbauteils aufgrund des Gießprozesses vorhergesagt (Flow Science Deutschland GmbH, Rottenburg, Deutschland) oder Wärmebehandlungszyklen simuliert werden. Das Simulationsprogramm MAGMA berücksichtigt den Temperatureinfluss auf Kerne während des Abgusses und kann Verformungen der Kerne während des Abgusses simulieren. (Thorborg et al., 2020)

Allen kommerziellen Programmen ist gemein, dass nach Stand des Wissens weder konkrete mechanische Eigenschaften wie beispielsweise die Zug- und Druckfestigkeiten von Kernen in Abhängigkeit des Sand-Binder-Systems als auch der Entkernprozess selber nicht vorhergesagt werden können. Im folgenden Kapitel soll daher ausgehend von den vorgestellten experimentellen Methoden und verfügbaren simulativen Ansätzen die Vorgehensweise zur Charakterisierung des Entkernverhaltens anorganisch gebundener Sand-Binder-Systeme detailliert vorgestellt werden.



### 3 Zielstellung und Vorgehensweise

In Abbildung 3.1 ist die Prozesskette der Formgebung im Gießereiwesen schrittweise dargestellt. Weiter sind insbesondere für die Prozessschritte Kernherstellung und Entkernen die Haupteinflussgrößen auf das Prozessverhalten aufgelistet.

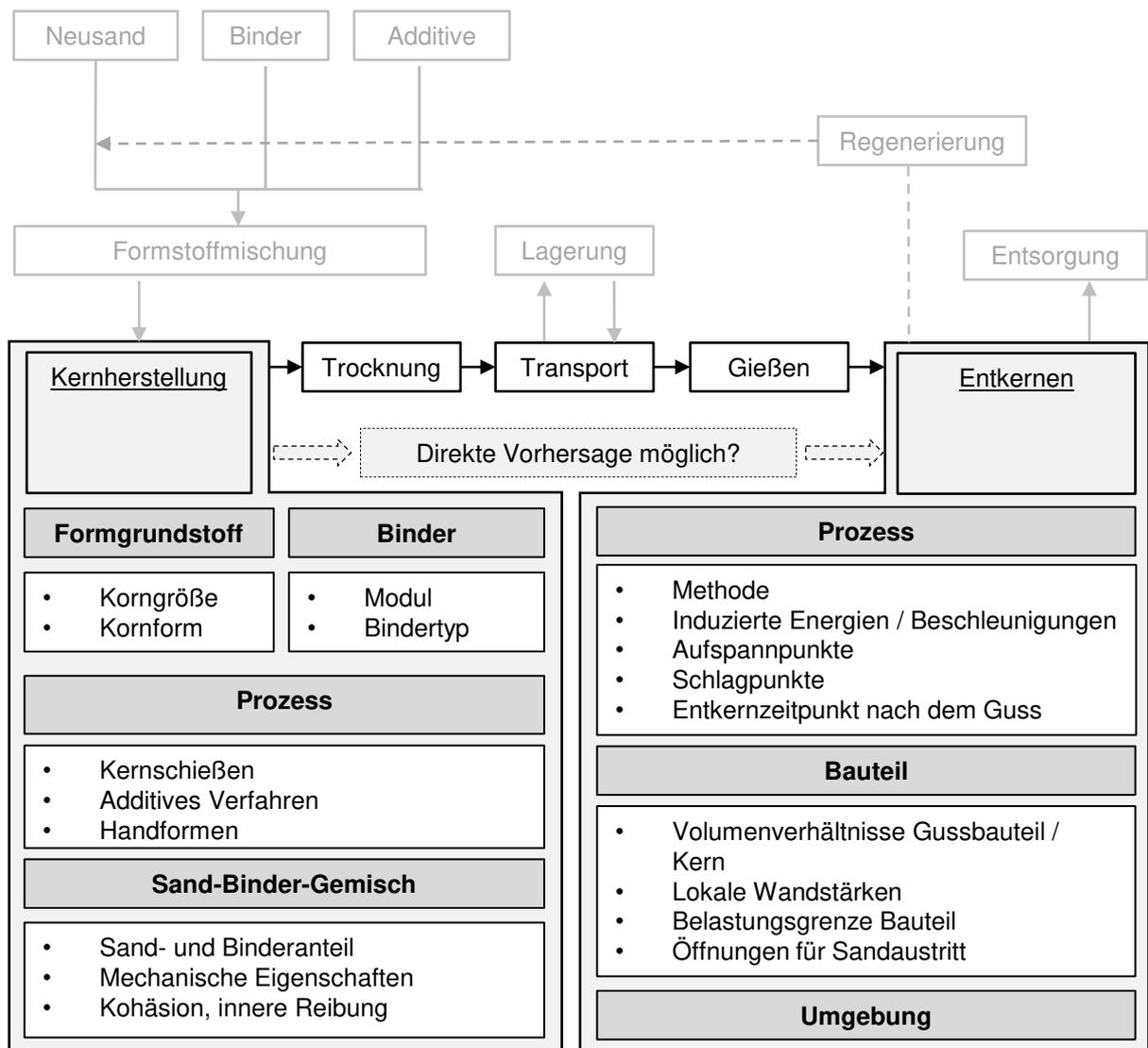


Abbildung 3.1: Prozesskette der Formgebung im Gießereiwesen von der Formstoffherstellung bis zum Entkernen mit Einflussgrößen

Es zeigt sich, dass die Prozesskette viele mechanische, thermische und chemische Einflüsse auf die im Prozessschritt „Kernherstellung“ produzierten Kerne hat, bevor diese im Prozessschritt

„Entkernen“ wieder zerstört werden. Auch kann dieser Abbildung entnommen werden, dass Bauteile im Prozessschritt „Entkernen“ bereits ein hohes Maß an Wertschöpfung erfahren haben, sodass eine sichere Prozessführung ohne Beschädigung des Bauteils zu diesem Zeitpunkt umso wichtiger ist. Sowohl für die Entwicklung der Sand-Binder-Systeme als auch für die Prozessführung des Entkernens ist das Verständnis für Einflussgrößen, Zusammenhänge und deren Auswirkungen auf das Entkernergebnis im Allgemeinen wichtig. Wie im vorigen Kapitel beschrieben, gibt es entlang der Prozesskette des Gießereiwesens bereits Versuche, das Entkernverhalten eingegossener Sandkerne zu beschreiben. Der Prozess des Entkernens selbst allerdings ist nach Stand des Wissens nur wenig charakterisiert und virtuelle Methoden zur Beschreibung des Prozesses sind nicht hinreichend verfügbar. Die virtuelle Prozesskette des Gießereiwesens ist nahezu geschlossen und weist insbesondere für den Entkernprozess eine Lücke auf. Dies stellt den industriellen Anwender bei der Entwicklung neuer Sand-Binder-Systeme vor große Herausforderungen, da nicht abgeschätzt werden kann, wie sich eine Modifikation am Anfang der Prozesskette auf das Entkernverhalten am Ende der Prozesskette auswirken wird. Weiter kann in der Engineering-Phase neuer hochkomplexer Bauteile nicht hinreichend genau vorhergesagt werden, ob sich das Bauteil auch prozesssicher entkernen lässt.

Stand heute gibt es außer erfahrungsbasierten Betrachtungsweisen keine Möglichkeit das Entkernverhalten vorherzusagen. Es gibt keine standardisierten Methoden, den hohen Komplexitätsgrad wie beispielsweise die Wärmeeinwirkung durch die Schmelze und überlagerte mechanische Belastungen durch Schrumpfung gegen den Kern bei gleichzeitiger Veränderung der mechanischen Parameter des Sand-Binder-Systems während des Abgusses quantitativ zu beschreiben. Viele bekannte Einflussgrößen auf das Entkernverhalten sind in der Literatur als Einzelfaktoren beschrieben, ein Modell zur Vorhersage bei Kombination verschiedener Einflussgrößen ist aber nicht beschrieben.

Die daraus resultierende Forschungsaufgabe liegt somit in der Bereitstellung aller Informationen, die für eine virtuelle Beschreibung eines Entkernvorgangs sowie zur Vorhersage des Entkernverhaltens notwendig sind. Dazu soll eine Methodik zur Charakterisierung des Entkernverhaltens anorganisch gebundener Formstoffe entwickelt sowie die gewonnenen Erkenntnisse in Form eines virtuellen Modells verifiziert werden. Ein Verständnis für Einflussgrößen, Zusammenhänge und deren Auswirkungen auf das Entkernergebnis soll generiert und zur Modellbildung der virtuellen Nachbildung eines Entkernprozesses verwendet werden.

In Abbildung 3.2 ist im Gegensatz zur Betrachtungsweise entlang der Prozesskette eine alternative Betrachtungsweise unter Berücksichtigung der Einflussfaktoren zur Beschreibung



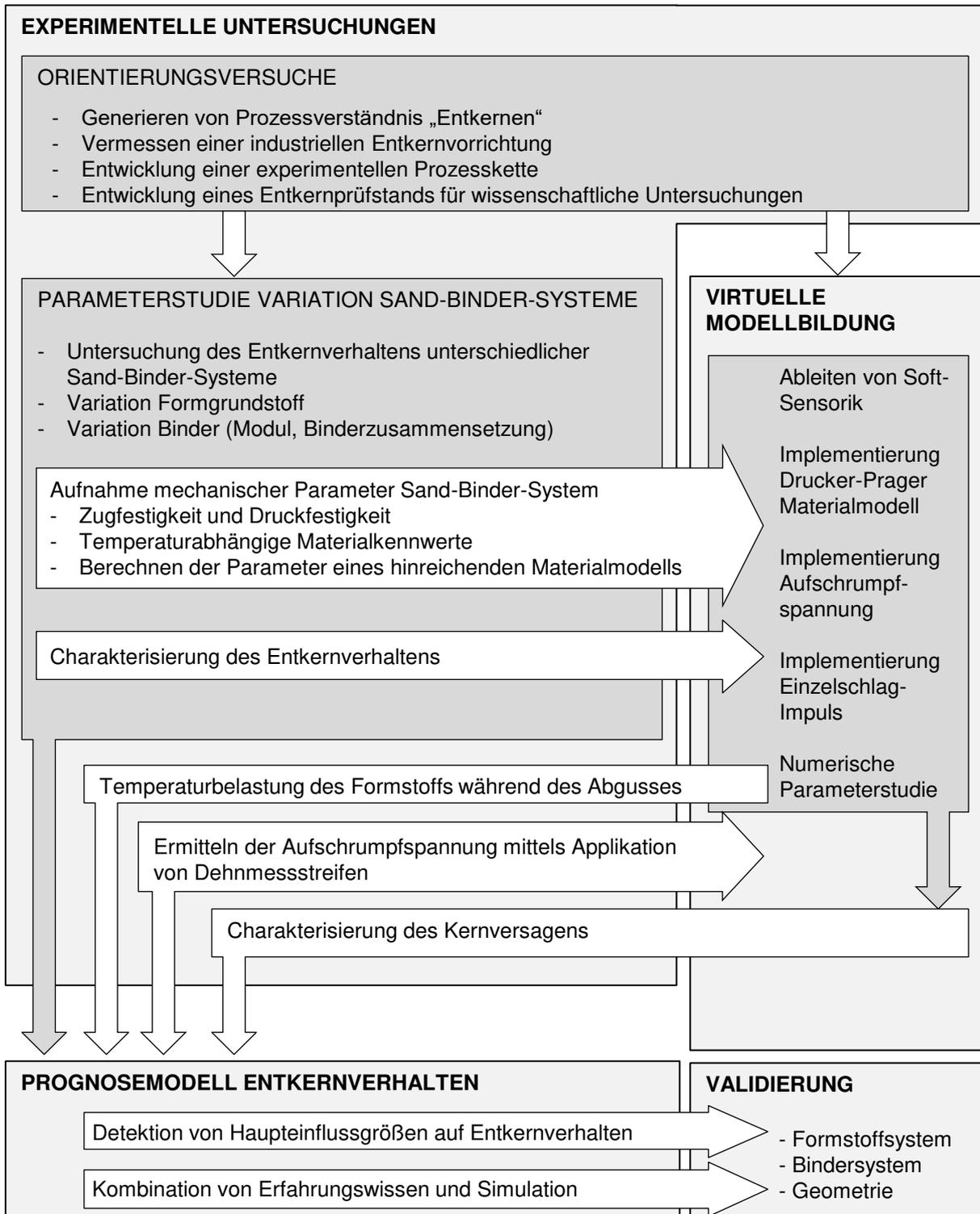


Abbildung 3.3: Vorgehensweise zur Entwicklung eines Prognosemodells zur Charakterisierung des Entkernverhaltens anorganisch gebundener Sand-Binder-Systeme

In Orientierungsversuchen wird der Entkernprozess auf einer industrienahen Entkernvorrichtung messtechnisch aufgenommen. Aus den gewonnen Erkenntnissen werden Prüfstände und Prozessgrenzen abgeleitet. Eine experimentelle Prozesskette wird entwickelt und ein Versuchsplan für eine Parameterstudie mit variierenden Sand-Binder-Systemen erstellt. Parallel zu den experimentellen Untersuchungen wird die Prozesskette auch virtuell nachgebildet. Hauptziel der virtuellen Modellbildung ist hierbei die Generierung von Soft-Sensorik und die Möglichkeit zur Durchführung numerischer Parameterstudien. Die virtuelle Prozesskette wird mit Daten aus den experimentellen Untersuchungen gespeist und auch anhand dieser validiert.

Ziel der Untersuchungen ist die Detektion von Haupteinflussgrößen auf das Entkernverhalten, sodass durch Kombination von Erfahrungswissen und Simulation das Entkernverhalten phänomenologisch und qualitativ prognostiziert werden kann. In Validierungsversuchen werden die gewonnenen Erkenntnisse und Modelle hinsichtlich ihrer Übertragbarkeit auf unbekannte Sand-Binder-Systeme und komplexere Geometrien überprüft.

Zusammengefasst sollen anhand des Vorgehens folgende Forschungsfragen geklärt werden:

- Mit welcher Prüfmethode kann der industrielle Entkernprozess nachgebildet und das Entkernverhalten anorganisch gebundener Formstoffe im Labor charakterisiert werden?
- Muss das Aufschrumpfen des Gussbauteils auf den Kern für die Beschreibung des Entkernprozesses berücksichtigt werden?
- Mit welchem Materialmodell kann das mechanische Verhalten von Sand-Binder-Systemen beschrieben werden?
- Welche Haupteinflussgrößen des Sand-Binder-Systems beeinflussen das Entkernverhalten?
- Welcher Mechanismus führt während des Entkernprozesses auf Mikro-Ebene zum Versagen des Formstoffs?
- Wie können Entkernfehler klassifiziert und welche Handlungsempfehlungen zur Verbesserung des Entkernverhaltens können daraus abgeleitet werden?



## 4 Material und Methoden

In diesem Kapitel werden ausgehend von der in Abbildung 3.3 dargestellten Vorgehensweise zur Entwicklung eines Prognosemodells zur Charakterisierung des Entkernverhaltens anorganisch gebundener Sand-Binder-Systeme die entwickelten und durchgeführten experimentellen sowie simulativen Versuche im Detail vorgestellt.

### 4.1 Beschreibung der experimentellen Prozesskette

Im Rahmen dieser Arbeit wird das Entkernverhalten von anorganisch gebundenen und eingegossenen Sand-Binder-Systemen für den Leichtmetallguss untersucht. Dafür werden verschiedene Sand-Binder-Systeme hinsichtlich ihrer für das Entkernverhalten relevanten Kenngrößen untersucht und charakteristische Eigenschaften wie beispielsweise die Festigkeit mit dem Entkernverhalten auf Korrelation geprüft. In Abbildung 4.1 ist der prinzipielle Ablauf der experimentellen Prozesskette dargestellt.

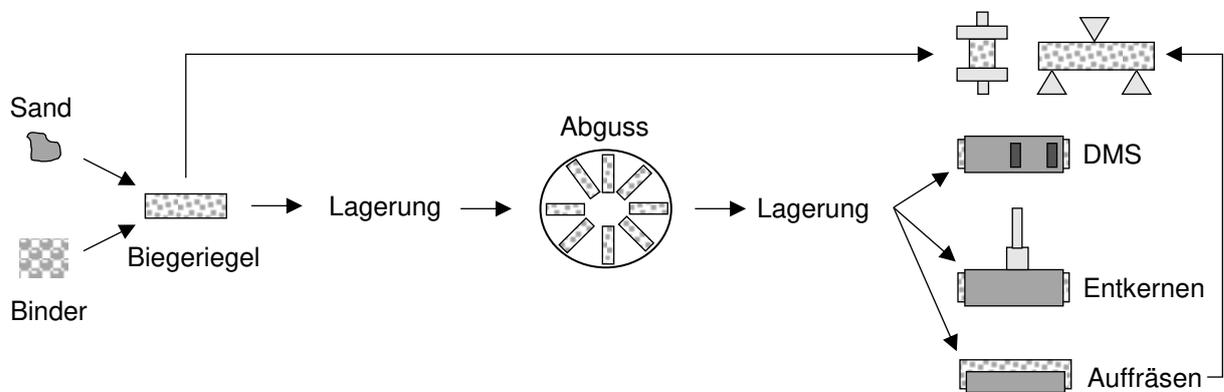


Abbildung 4.1: Experimentelle Prozesskette von der Biegeriegelherstellung über das Abgießen, der Lagerung bis hin zur Aufnahme physikalischer Kennwerte

Aus Formgrundstoff und Binder, welche im Rahmen der Untersuchungen variiert wurden, werden unter stets gleichbleibenden Bedingungen Biegeriegel hergestellt und in einem Gießrad mit 12 Nestern abgegossen. Die Lagerbedingungen sowohl der rohen Biegeriegel als auch der abgegossenen Prüfkörper werden in Kapitel 4.3 beschrieben. Die anschließenden Untersuchungen zur Charakterisierung des Entkernverhaltens, des Aufschumpfverhaltens

sowie der mechanischen Festigkeiten werden in den Kapiteln 4.5 bis 4.8 beschrieben. Die Modellierung der virtuellen Prozesskette wird in Kapitel 4.9 vorgestellt.

In Tabelle 4.1 sind die untersuchten Sand-Binder-Systeme und die jeweiligen Variationen zueinander dargestellt. Die Nomenklatur der Systeme setzt sich zusammen aus dem verwendeten Formgrundstoff, der Bindermenge und dem Bindertyp, jeweils verbunden durch einen Unterstrich. Die Bindermenge wird in Gewichtsteilen (GT) berechnet und in Prozent angegeben. Als Formgrundstoffe wurden sowohl Quarzsand H32, Quarzsand F34 als auch Bauxitsand W65 eingesetzt. Weiter werden zwei verschiedene HA Cordis®-Modellbinder eingesetzt, die sich im Wesentlichen durch ihren Modul, vgl. Kapitel 2.2.2. unterscheiden. HA Cordis®-Modellbinder Typ 1 (MB1) hat einen Modul von 2,5 und HA Cordis®-Modellbinder Typ 2 (MB2) einen Modul von 1,9. Allen Sand-Binder-Rezepten wird ein pulverförmiges Anorgit®-Additiv mit einem Binder zu Additiv Verhältnis von 2,68 beigemischt.

Tabelle 4.1: Untersuchte Sand-Binder-Systeme

	H32, Modul hoch		H32, Modul niedrig		F34, Modul hoch		F34, Modul niedrig		Bauxit W65	
<b>Bezeichnung</b>	H32_1,9%_MB1	H32_2,25%_MB1	H32_1,9%_MB2	H32_2,25%_MB2	F34_1,9%_MB1	F34_2,25%_MB1	F34_1,9%_MB2	F34_2,25%_MB2	W65_0,75%_MB1	W65_1,9%_MB2
<b>Formgrundstoff</b>	Quarzsand H32				Quarzsand F34				Bauxitsand W65	
<b>Binderbezeichnung</b>	MB1		MB2		MB1		MB2		MB1	MB2
<b>Bindermodul</b>	2,5		1,9		2,5		1,9		2,5	1,9
<b>Bindermenge (GT) in %</b>	1,9	2,25	1,5	1,9	1,9	2,25	1,9	2,25	0,75	1,9
<b>Bemerkung</b>	Bindermenge ausgelegt auf 2,8 MPa Festigkeit im Rohzustand		Bindermenge ausgelegt auf 2,8 MPa Festigkeit im Rohzustand		Bindermenge vgl. System H32_1,9%_MB1		Bindermenge ausgelegt auf 2,8 MPa Festigkeit im Rohzustand		Bindermenge ausgelegt auf 2,8 MPa Festigkeit im Rohzustand	
	Bindermenge gleich System F34_2,25%_MB1		Bindermenge vgl. System H32_1,9%_MB1, niedrigerer Modul		Bindermenge vgl. System H32_1,9%_MB1		Bindermenge vgl. System F34_2,25%_MB1		Bindermenge vgl. System H32_1,9%_MB1	

Durch Variation der Bindermenge werden die Systeme H32\_1,9%\_MB1, H32\_1,9%\_MB2, W65\_0,75%\_MB1 und F34\_2,25%\_MB1 bei jeweils unterschiedlichen Formgrundstoffen oder Bindertypen auf eine in der Industrie übliche 3-Punkt-Biegefestigkeit im Rohzustand von 2,8 MPa eingestellt. Die anderen untersuchten Systeme werden entsprechend der Bindermenge oder des Bindertyps so angepasst, dass für die Systeme mit Quarzsand als Formgrundstoff direkte Korrelationen sowohl zwischen den Formgrundstoffen, den Bindermengen als auch des Bindertyps möglich sind.

## 4.2 Herstellung der Prüfkörper

Als Kerngeometrie für die zu entkernenden Sandkerne werden Riegel mit einem quadratischen Querschnitt von 22,4 mm und einer Länge von 185 mm verwendet. Diese Geometrie ist im Bereich des Gießereiwesens weit verbreitet, vgl. BDG-Richtlinie P 73 (1996) und auch unter dem Namen +GF+ - Biegeriegel bekannt. Vorteil dieser Geometrie ist die direkte Vergleichbarkeit mit vielen bereits publizierten Ergebnissen mit ebendieser bzw. leicht abgeänderten Varianten.

Alle im Rahmen dieser Arbeit untersuchten Biegeriegel werden durch das für anorganische Sand-Binder-Systeme relevante Hot-Box-Kernschießverfahren hergestellt. Die Prüfriegel werden auf einer Morek LUT-1 Kernschießmaschine (MULTISERW-Morek, Brzeźnica, Polen) mit einem Schießdruck von 4 bar und einer Schießzeit von 3 Sekunden produziert. Das Schießwerkzeug und die heiße Spülluft werden auf 180 °C bei einem Spüldruck von 2 bar für 30 Sekunden eingestellt.

Die Kerne werden nach Lagerung im Klimaschrank von mindestens 24 Stunden in ein Gießrad mit 12 Nestern eingelegt und abgegossen. Als Legierung für den Abguss wird eine AlSi7Mg Standardlegierung verwendet. Als Gießtemperatur werden 750 °C angesetzt.

Die resultierenden Prüfkörper mit eingegossenem Sandriegel haben eine Länge von 150 mm und einen rechteckigen Querschnitt von 42,4 mm. In Abbildung 4.2a ist die Prozesskette zur Herstellung der Prüfkörper mit eingegossenen Biegeriegeln im Rohzustand und in Abbildung 4.2b sind die Dimensionen der Prüfkörper im Detail dargestellt.

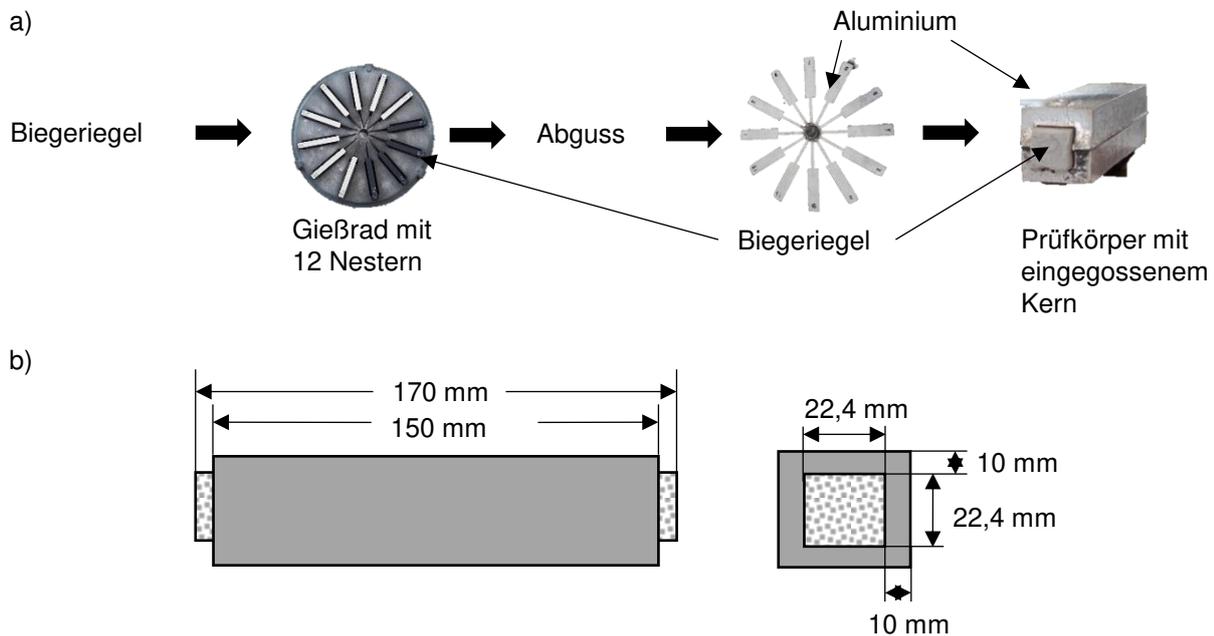


Abbildung 4.2: Prozesskette zur Herstellung der Prüfkörper mit eingegossenem Biegeriegel a) und Dimensionen von Biegeriegel und Prüfkörper b)

### 4.3 Lagerung der Prüfkörper

Aufgrund der stark hygroskopischen Eigenschaften anorganischer Bindersysteme sollten sowohl die Lagerung der Sandkerne und der Prüfkörper als auch die klimatischen Versuchsbedingungen besonders berücksichtigt werden.

Zur Gewährleistung gleichbleibender Bedingungen der Sandkerne werden diese vor dem Abguss für mindestens für 24 Stunden in einem Memmert HPP260 Klimaschrank (Memmert GmbH + Co. KG, Schwabach, Deutschland) bei 20 °C und 10 % relativer Luftfeuchte (rel. LF.) gelagert.

Nach dem Abguss und vor den weiterführenden Untersuchungen wie Entkernen, Festigkeits- oder DMS-Messungen werden die Prüfkörper mit den eingegossenen Sandkernen erneut für 24 Stunden im Klimaschrank gelagert.

#### 4.4 Messung des Temperatureintrags auf den Kern beim Abguss

Zur Aufnahme des Temperaturverlaufs vom Abguss bis zur Abkühlung auf Raumtemperatur werden Typ K Mantel-Thermoelemente mit 1,5 mm Durchmesser verwendet. Die Temperaturen werden am Kontakt zwischen Aluminium und Formstoff gemessen. In Abbildung 4.3 ist die genaue Positionierung der Mess-Spitzen dargestellt.

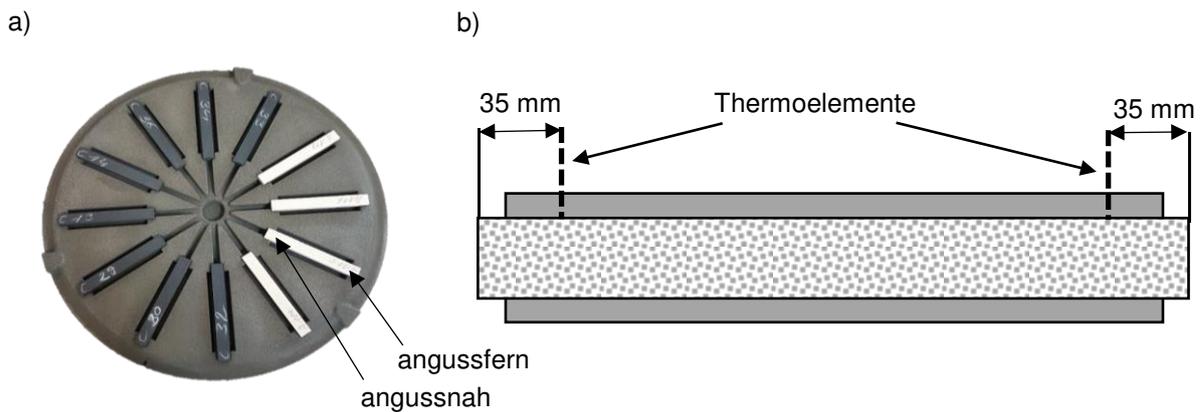


Abbildung 4.3: Biegeriegel aus Quarz- und Bauxitsand in Gießform a) und Positionierung der Thermoelemente für Temperaturmessung b)

Mittels eines Universalmessverstärkers des Typs HBM QuantumX MX840B (Hottinger Baldwin Messtechnik GmbH, Darmstadt, Germany) werden die Temperatursignale mit einer Frequenz von  $10 \text{ s}^{-1}$  aufgenommen.

#### 4.5 Bestimmung der Aufschumpfungsspannung

Da nach Kapitel 2.6 die hydrostatische Spannungskomponente einen Einfluss auf das mechanische Verhalten von Formstoffen haben könnte, wird das Aufschumpfen des abkühlenden Leichtmetall-Gussbauteils auf den Formstoff im Rahmen dieser Untersuchungen ebenfalls berücksichtigt. Dabei ist neben dem Temperatureintrag insbesondere auch die Größenordnung der mechanischen Vorspannung auf den Formstoff von Interesse. Die durch das Gussbauteil aufgebrachte Vorspannung auf den Riegel wird mittels Dehnungsmessstreifen (DMS) des Typs 6/120 CLY43-3L-0.5M (Hottinger Baldwin Messtechnik GmbH, Darmstadt, Germany) ermittelt. Die DMS werden nach Abkühlen der Probekörper wie in Abbildung 4.4 dargestellt zentral und 2 cm vom Anguss entfernt aufgeklebt. Es werden sowohl Prüfkörper mit in Längsrichtung applizierten DMS als auch Prüfkörper mit quer zur Riegelgröße applizierten

DMS hergestellt. Durch stufenweises Ausbohren der Riegel mit einer Bohrmaschine kann die freiwerdende Dehnung  $\epsilon$  über die DMS gemessen und über den Zusammenhang

$$\sigma = \epsilon \cdot E \quad \text{Formel 4.1}$$

mittels des Elastizitätsmoduls (E-Modul)  $E$  die freigewordene Spannung  $\sigma$  berechnet werden. Es kann angenommen werden, dass durch den Zusammenhang „Actio = Reactio“ die durch das Ausbohren freiwerdende Spannung dem Betrag der vor dem Entkernprozess auf den Formstoff wirkenden Aufschumpfungsspannung entspricht. Hierbei sei darauf hingewiesen, dass der in Formel 4.1 vorgestellte Zusammenhang auf einer makroskopischen Betrachtungsweise basiert und entsprechend die ermittelten Dehnungen und Spannungen auch als solche zu interpretieren sind. Lokale Unterschiede können damit nicht isoliert detektiert werden.

In Abbildung 4.4 ist die Positionierung der aufgeklebten DMS dargestellt.

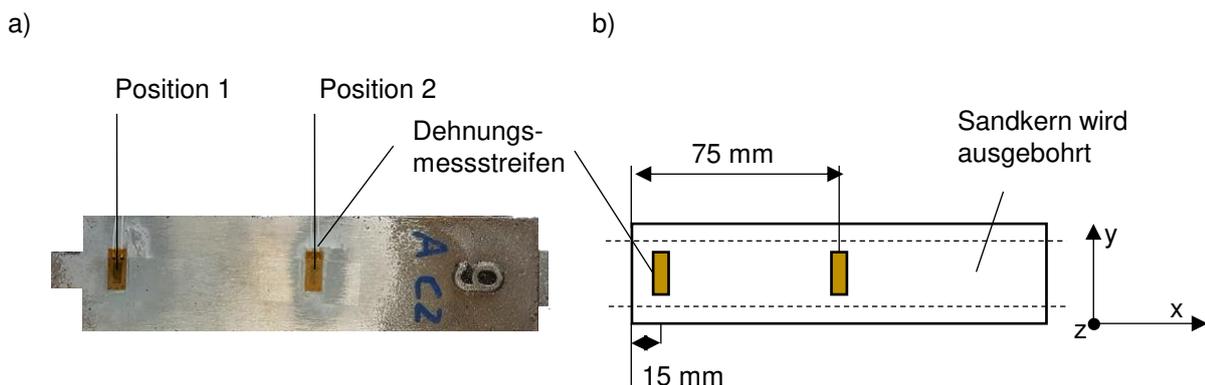


Abbildung 4.4: Prüfkörper mit applizierten Dehnungsmessstreifen a) und schematisch mit Dimensionierung b) nach Ettemeyer et al. (2021)

## 4.6 Entkernprüfstände

Zur Beschreibung des mechanischen Entkernprozesses werden an einer Entkernvorrichtung, wie sie auch im industriellen Serieneinsatz verwendet wird, mittels eines Laser-Vibrometers sowohl Schwingungen als auch die Belastung der Bauteile gemessen. In Abbildung 4.5a ist die Entkernvorrichtung (FILL GmbH, Gurten, Österreich) im Überblick dargestellt. Abbildung 4.5b zeigt den Entkernhammer mit Bauteil im Betrieb im Detail. Der austretende Sand aus den Öffnungen des Probekörpers ist sichtbar.

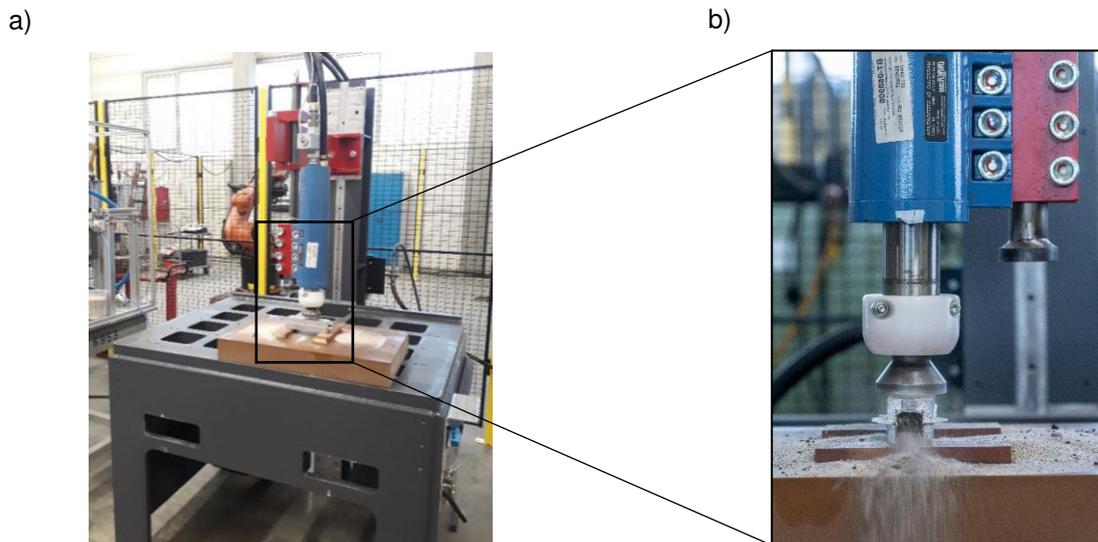


Abbildung 4.5: Entkernvorrichtung mit einem pneumatischen Hammer a) und Bereich des Impulseintrags mit austretendem Kern im Probekörper im Detail b)

Die Entkernvorrichtung wird mit Druckluft in einem Druckbereich zwischen 3 und 5 bar und einem Luftmassenstrom von  $1700 \text{ l min}^{-1}$  betrieben. Als Entkernhammer ist ein Drucklufthammer der Firma O.M.LER 2000 (O.M.LER 2000 S.R.L., Bandito, Italien) im Einsatz.

Ausgehend von der Anlagentechnik des industriellen Entkernhammers wird zur wissenschaftlichen Untersuchung und zur Ableitung der relevanten Einflussgrößen des Entkernprozesses ein Einzelschlag-Entkernprüfstand (EEP) mit definierter Hammerenergie entwickelt. In Abbildung 4.6 ist der Einzelschlag-Entkernprüfstand schematisch dargestellt.

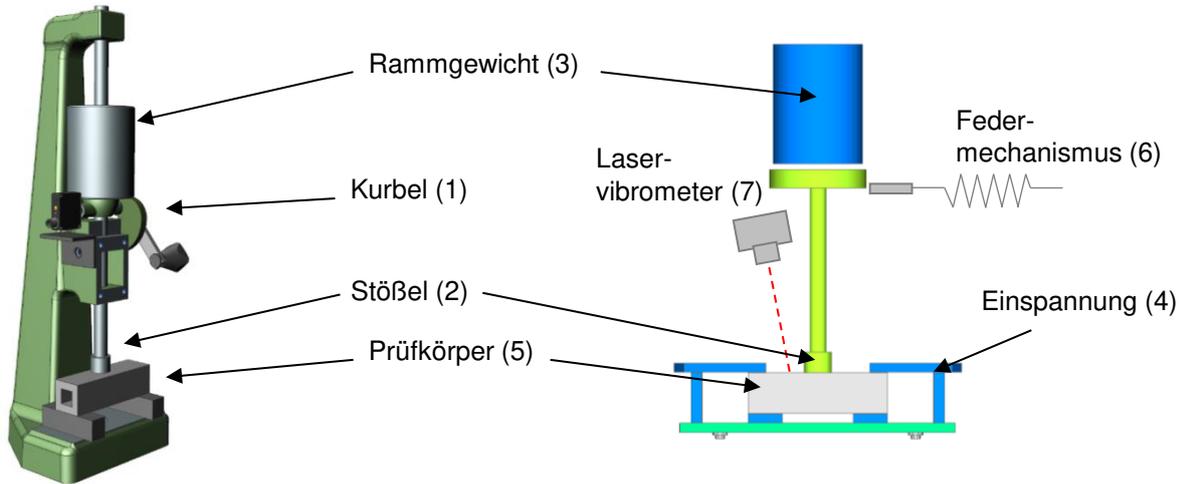


Abbildung 4.6: Einzelschlag-Entkernprüfstand (EEP) nach Ettemeyer et al. (2021)

Über eine Kurbel (1) kann ein Stößel (2) mit einem Rammgewicht (3) von Hand angehoben werden. Bei Erreichen einer maximalen Hebehöhe von 50 mm (höchste Stößelposition) löst sich das Rammgewicht und fällt in freiem Fall. Abhängig von Stößelgewicht und Fallhöhe kann so ein variabler Impuls auf einen eingeklemmten (4) Prüfkörper (5) aufgebracht werden. Um sicherzustellen, dass der Stößel durch Rückfederung nicht mehr als einen Impuls pro Kurbelumdrehung induziert, ist ein Federmechanismus (6) installiert, der den Stößel nach dem ersten Zurückfedern vom Gussteil verriegelt. Auftretende Geschwindigkeiten an der Oberfläche des Prüfkörpers werden über ein Laservibrometer (7) Polytec CLV-2534 (Polytec GmbH, Waldbronn, Deutschland) und einen Universalmessverstärker HBM QuantumX MX840B (Hottinger Baldwin Messtechnik GmbH, Darmstadt, Deutschland) mit einer Frequenz von  $38\,500\text{ s}^{-1}$  aufgenommen. Der Prüfstand ist auf einer massiven Stahlplatte montiert, welche mit dem stabilen Fundament der industrienahe Entkernvorrichtung der Fa. FILL verschraubt ist. Dadurch kann eine direkte Impulseinleitung des Stößelgewichts auf den Prüfkörper sichergestellt werden. Das Energieniveau für die Entkernung wird so eingestellt, dass das Sand-Binder-System H32\_1,9%\_MB1, vgl. Tabelle 4.1, innerhalb von 100 Impulsen vollständig entkernt wird. Dazu wird das Gewicht des Stempels auf 6,8 kg und die Fallhöhe des Stempels auf 50 mm eingestellt, was zu einer Energie von 3,3 J pro Stoß führt. Die Geschwindigkeit und die Beschleunigung der Prüfkörper werden zur Sicherstellung eines stabilen Prozesses mit dem Laservibrometer gemessen.

Die Validierungsversuche werden auf einem weiteren im Rahmen dieser Arbeit entwickelten EEK-Prüfstand durchgeführt. Das Gestell einer historischen Spindelpresse (Deutsche Maschinenfabrik, 1919) bildet das Grundgerüst des Prüfstands. In Abbildung 4.7a ist der Prüfstand in der Übersicht und in Abbildung 4.7b der Prüfraum mit eingespannter Pumpenkerengeometrie dargestellt. Über einen Pneumatikzylinder kann eine geführte Schubstange mit variabel anbringbaren Gewichten angehoben und fallengelassen werden. Die Bedienung des Teststands erfolgt über ein Bedienpanel, welches mit einer speicherprogrammierbaren Steuerung (SPS) Siemens Simatic S7-1200 (Siemens AG, München, Deutschland) verbunden ist. Die SPS steuert elektrische Ventile an und ermöglicht somit eine vollautomatische Versuchsdurchführung mit einer frei definierbaren Anzahl an Einzelschlägen. Das zu entkernende Werkstück wird unterhalb der Schubstange mit den Fallgewichten gelagert. Eingespannt wird das Werkstück über ein Dreibackenfutter.

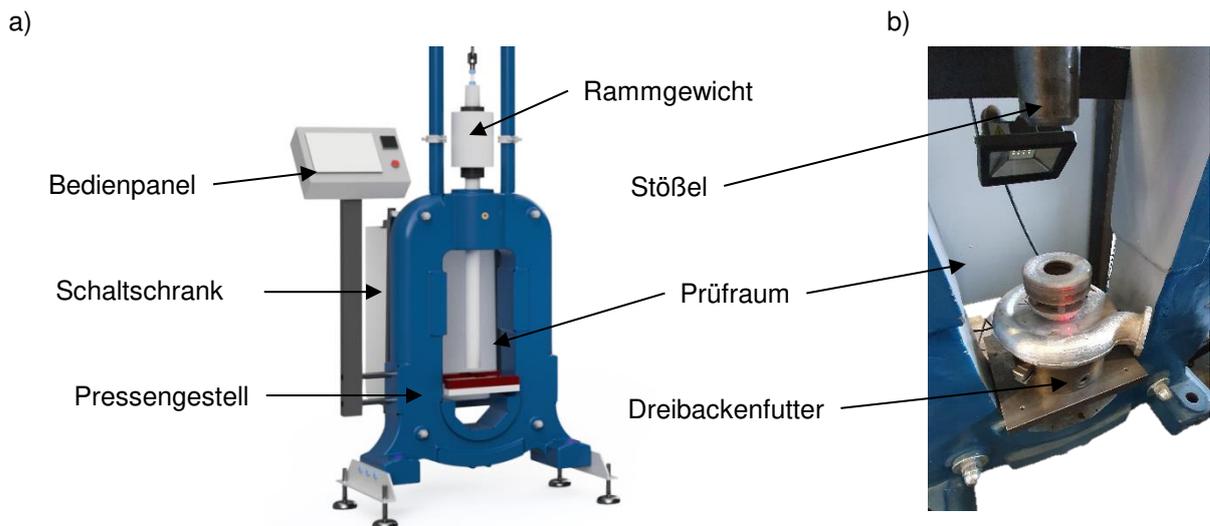


Abbildung 4.7: Automatisierter EEK-Prüfstand

Auch bei diesem Prüfstand werden auftretende Geschwindigkeiten an der Oberfläche des Prüfkörpers über ein Laservibrometer Polytec CLV-2534 (Polytec GmbH, Waldbronn, Deutschland) und einen Universalmessverstärker HBM QuantumX MX840B (Hottinger Baldwin Messtechnik GmbH, Darmstadt, Deutschland) mit einer Frequenz von  $38\,500\text{ s}^{-1}$  aufgenommen.

#### 4.7 Charakterisierung des Entkernverhaltens

Zur Beschreibung und Charakterisierung des Entkernverhaltens verschiedener Formstoffsysteme im Vergleich wird der Entkernfortschritt während der Versuchsdurchführung mit verschiedenen Methoden erfasst.

Das in Kapitel 4.6 beschriebene Laservibrometer dient während des gesamten Entkernprozesses als Qualitätskontrolle. Die aufgenommenen Oberflächengeschwindigkeiten werden durch zeitliches Ableiten in eine Beschleunigung umgerechnet und sollten sich während des gesamten Prozesses für jeden Einzelimpuls betragsmäßig nahezu linear verhalten. Somit ist für jeden Impuls die Beschleunigung der Prüfkörper dokumentiert.

Sowohl zu Beginn des Entkernens als auch jeweils nach 20 Schlägen werden auf Eingussseite und an der gegenüberliegenden offenen Prüfkörperseite der Entkernfortschritt in Form des Abstands zwischen Sandriegel und Prüfkörperöffnung gemessen. Zu Beginn und nach jeweils 20 Schlägen wird das Gewicht der Prüfkörper mittels einer Feinwaage (KERN & SOHN GmbH, Balingen, Deutschland) dokumentiert. Auch werden zur Charakterisierung des Entkernverhaltens die entkernten Sandfragmente in Form von Fotoaufnahmen dokumentiert. Ab einer Gesamtzahl an benötigten Schlägen über 200 wird das Messintervall von 20 auf 40 Schläge erhöht.

#### 4.8 Ermittlung der mechanischen Eigenschaften von Formstoffen

Zur Charakterisierung der mechanischen Eigenschaften der verwendeten Formstoffe werden sowohl 3-Punkt-Biegeversuche als auch einachsige Druckversuche durchgeführt. Anhand dieser beiden Versuchspunkte im Spannungsraum lässt sich nach Kapitel 2.5.2 die für das Drucker-Prager Modell notwendige Versagensgerade beschreiben.

Alle mechanischen Tests werden auf einer Zwick Universalprüfmaschine Z020 (ZwickRoell, Ulm, Deutschland) mit einer maximalen Zug- und Druckkraft von 20 kN durchgeführt.

Die 3-Punkt-Biegeversuche werden bis zum Erreichen einer Vorkraft von 0,3 N mit  $3 \text{ mm min}^{-1}$  angefahren. Die Festigkeitsprüfung wird dann lagegeregelt mit  $5 \text{ mm min}^{-1}$  durchgeführt. Das Ende der Prüfung ist erreicht, wenn eine Kraftabschaltschwelle bei 90 % der maximal gemessenen Prüfkraft erreicht wird.

Die Kompressionstests werden bis zum Erreichen einer Vorkraft von 1 N mit einer Geschwindigkeit von  $5 \text{ mm min}^{-1}$  durchgeführt. Nach Erreichen der Vorkraft wird die

Vorschubgeschwindigkeit auf  $10 \text{ mm min}^{-1}$  erhöht. Nach Abfall der gemessenen Kraft auf 80 % des Maximalwerts wird die Messung beendet.

Die prinzipielle Methodik und der Ablauf zur Ermittlung von Zug- und Druckfestigkeiten der Formstoffproben sind in Abbildung 4.8 als Übersicht dargestellt. Durchgeführt werden die Versuche an rohen, an im Ofen temperaturbehandelten und an eingegossenen Biegeriegeln, vgl. Abbildung 4.8a. Um aus einem Biegeriegel möglichst viele Versuchspunkte ermitteln zu können, werden zuerst 3-Punkt-Biegeversuche durchgeführt (Abbildung 4.8b) und die dadurch mittig zerbrochenen zwei Riegelhälften im Anschluss auf Würfel mit einer Kantenlänge von 20 mm zersägt (Abbildung 4.8c). Die so erhaltenen Kernwürfel werden dann als Probekörper für die einachsigen Druckversuche verwendet (Abbildung 4.8d). Somit können aus einem einzigen Riegel ein Ergebnis für Zugfestigkeit und mehrere Ergebnisse für die Druckfestigkeit der Biegeriegel gewonnen werden.

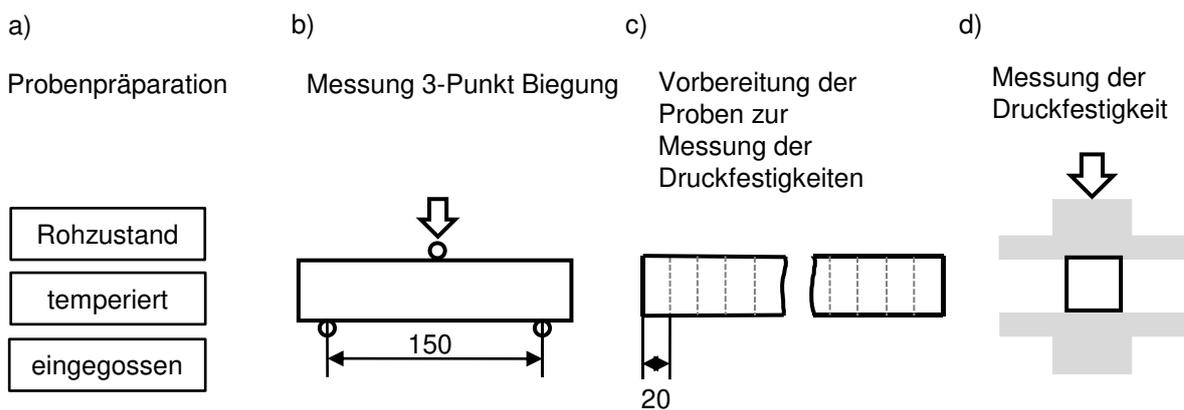


Abbildung 4.8: Vorgehen zur Präparation und Ermittlung der Zug- und Druckfestigkeitskennwerte für die Formstoffproben nach Ettemeyer et al. (2021)

Geprüft werden Proben im Rohzustand mit den in Kapitel 4.3 beschriebenen Bedingungen von  $20 \text{ °C}$  und 10 %-rel. Luftfeuchte. Die temperierten Proben werden über einen Zeitraum von 3 min in einem Nabertherm LE 14/11/R7 Heizofen (Nabertherm GmbH, Lilienthal, Germany) aufgeheizt. Die Expositionszeit von 3 min ergibt sich aus Deters et al. (2015). Zur Beschreibung des temperaturabhängigen Festigkeitsverhaltens werden Temperaturen von  $400 \text{ °C}$ ,  $600 \text{ °C}$  und  $750 \text{ °C}$  verwendet. Weiter werden eingegossene Riegel mit einem Scheibenfräser aufgefräst, extrahiert und nach der gleichen Methode wie in Abbildung 4.8 dargestellt vermessen. In Abbildung 4.9 ist die Methodik des Auffräsens der Biegeriegel dargestellt.

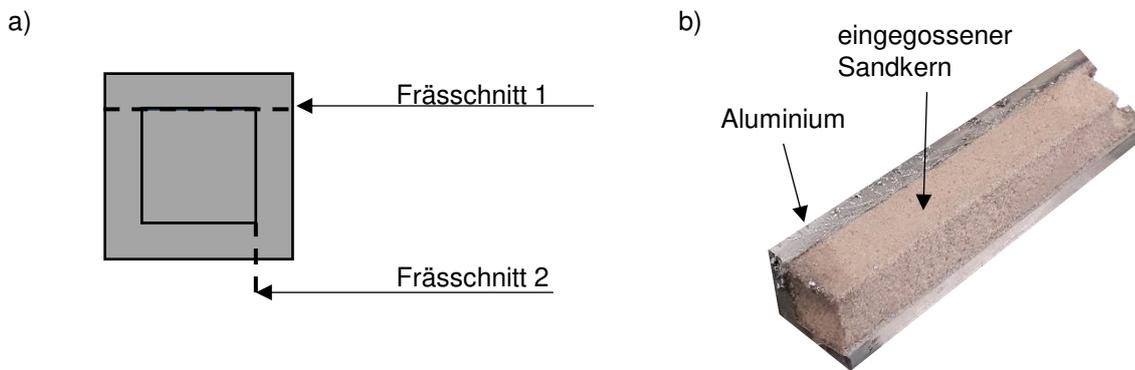


Abbildung 4.9: Methodik des Auffräsens eines Prüfkörpers a) und Aufnahme des freigelegten Biegeriegels b)

Über zwei definierte Frässhritte werden die eingegossenen Sandriegel nahezu schwingungsfrei freigestellt und können damit ohne zusätzliche Beschädigung für die folgenden Untersuchungen entnommen werden.

#### 4.9 Virtuelle Nachbildung des Entkernprozesses

Entlang der experimentellen Prozesskette wird ein digitaler Zwilling aufgebaut. Zielstellung der virtuellen Nachbildung ist über Soft-Sensorik (nach Maier et al., 2021) und Parametervariationen ein tieferes und weiterführendes Verständnis der experimentellen Erkenntnisse zu generieren. So soll die Simulation als Soft-Sensor physikalische Kennwerte und Zusammenhänge sichtbar machen, die in der Realität nicht in situ messbar sind. Außerdem soll für den industriellen Einsatz über den Einsatz einer validierten Simulation die Vorhersage von Prozessergebnissen ermöglicht werden. In Abbildung 4.10 ist die virtuelle Prozesskette dargestellt.

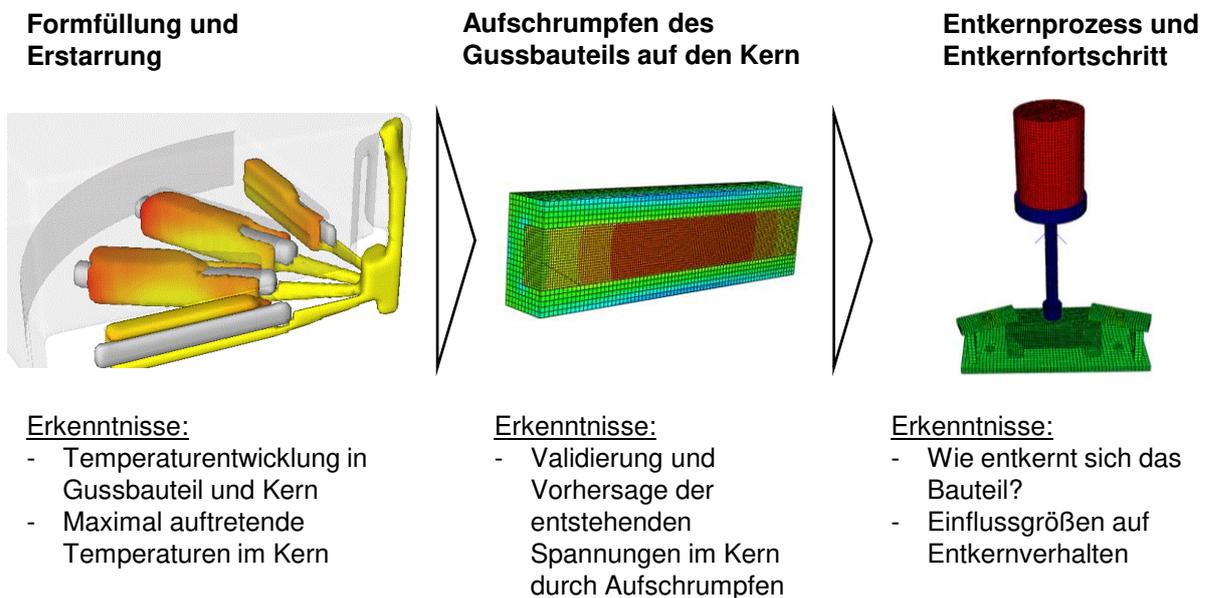


Abbildung 4.10: Virtuelle Prozesskette von Formfüllung- und Erstarrung über Abkühl- und Aufschrumpfsimulation zur Entkernsimulation

In einem ersten Schritt wird im Simulationsprogramm FLOW-3D<sup>®</sup> (Flow Science Deutschland GmbH, Rottenburg, Deutschland) eine Formfüllungs- und Erstarrungssimulation des Gießrads mit 12 eingelegten Sandkernen aufgebaut. Symmetrien werden ausgenutzt und nur ein Viertel des Gießrads wird modelliert. Die resultierenden Temperaturverteilungen geben Aufschluss über das Temperaturregime und die Durchheizung in Kern und Gussbauteil. Die Formfüll- und Erstarrungssimulation wird anhand der experimentell ermittelten Temperaturverläufe während des Gießprozesses validiert und die Materialdaten des Simulationsmodells ausgehend von internen Materialkarten kalibriert.

Beim Abkühlen des Gussbauteils kontrahiert dieses und wird durch den innenliegenden Sandkern am Schrumpfen gehindert. Dadurch bilden sich mehrdimensionale Spannungszustände im Kern, die in der virtuellen Prozesskette über eine implizite Abkühlberechnung in ABAQUS<sup>®</sup> (Dassault Systèmes, Vélizy-Villacoublay Cedex, Frankreich) ermittelt werden. In Anlehnung an die Arbeit von Galles (2016) wird für die Simulation des Abkühlvorgangs und der resultierenden Spannungen auf den Sandkern ein temperaturabhängiger E-Modul verwendet. Die implizite temperaturabhängig gekoppelte Simulation wird bei einer Temperatur von 340 °C gestartet und bis auf Raumtemperatur von 20 °C linear abgekühlt. Der gewählte Startpunkt von 340 °C ergibt sich aus den Erkenntnissen

von Reihle (2015), der mittels Untersuchungen mit Neutronenbeugung zeigen konnte, dass Aluminium erst ab dieser Temperatur plastifiziert und folglich erst ab dieser Temperatur Spannungen auf den Sandkern aufbringen kann. Das Ausdehnungsverhalten von Aluminium und Formstoff wird entsprechend dem Stand der Technik aus der Literatur übernommen. Nach vollständigem Abkühlen von Aluminium und Sandkern auf Raumtemperatur wird in einem weiteren Simulationsschritt der Sandkern entfernt und die Rückfederung des Aluminiumriegels aufgrund des fehlenden Kerns berechnet. Dieser Dehnungswert wird wie in Kapitel 4.5 beschrieben auch experimentell ermittelt und dient zur Validierung der Simulation des Abkühlvorgangs.

Der dritte Schritt in der virtuellen Prozesskette ist die eigentliche Entkernsimulation. Dafür wird der Einzelschlag-Entkernprüfstand aus Kapitel 4.6 virtuell nachmodelliert. Parallel dazu wird ein reduziertes Modell aufgebaut, welches lediglich aus Kerngeometrie und Gussbauteil besteht. Auf dieses reduzierte Modell werden die Impulse in Form von Randbedingungen aufgebracht. Vorteil des reduzierten Rechenmodells ist die geringere Simulationszeit und die geringere Komplexität. Zur Bestimmung des Entkernfortschritts werden die simulierten Spannungstensoren im Kern exportiert und mit der Software MATLAB® 2020 (The MathWorks, Inc., Apple Hill Drive, USA) in den Drucker-Prager Spannungsraum umgerechnet. Durch Definition der Versagensgeraden kann dann analytisch ermittelt werden, bei welchen Elementen mit Versagen zu rechnen ist.

Bei den Abkühl- und Entkernsimulationen werden der Aluminiumriegel mit einer Netzgröße von 2 mm und der Sandkern mit einer Netzgröße von 1 mm vernetzt. Verwendet werden für beide Geometrien C3D8-Elemente. Physikalische Kenngrößen wie beispielsweise Festigkeiten in Abhängigkeit der Temperatur werden aus den experimentellen Versuchen übernommen. Der temperaturabhängige E-Modul des Formstoffsystems wird in Anlehnung an Galles (2015) modelliert. Dabei wird im Gegensatz zu Galles (2015) ein E-Modul von 7 GPa (Ettemeyer et al., 2018) bei Raumtemperatur angenommen und die temperaturabhängigen Werte werden skaliert. Der Reibwert zwischen Formstoff und Aluminiummantel wird in Anlehnung an den Eisenbahnbereich (Olofsson & Lewis, 2006, S. 133-138), in dem Sand als Reibungsverstärker eingesetzt wird und nach Fall et al. (2014), zu 0,2 definiert.

Die virtuell ermittelten Ergebnisse werden im Ergebniskapitel jeweils mit den Ergebnissen aus den physikalischen Versuchen verglichen und die Simulationen entsprechend ihrer Gültigkeit in Bezug zu den experimentellen Ergebnissen validiert.

## 5 Ergebnisse

In diesem Kapitel werden die Ergebnisse der experimentellen und simulativen Untersuchungen vorgestellt. In Kapitel 5.7 werden die Einzelergebnisse zueinander in Korrelation gestellt und verknüpft, sodass Zusammenhänge aus den Einzelerkenntnissen entlang der Prozesskette aufgezeigt werden können.

### 5.1 Vermessung der Entkernprüfstände mittels Laservibrometrie

Damit die Belastungen auf das zu entkernende Bauteil im experimentellen Entkernprozess modelliert werden können, müssen die auftretenden Impulse, Schwingungen und der Entkernprozess selber verstanden werden. Dazu werden Probekörper während des Entkernprozesses mit einem Laservibrometer vermessen.

Die Messung der Schwingungen des Prüfkörpers auf dem industrienahen Entkerngerät ergibt das in Abbildung 5.1a dargestellte zeitliche Geschwindigkeitsverhalten des Prüfkörpers während des Betriebs. Das resultierende Geschwindigkeitsprofil des Probekörpers bei Betrieb des Entkernhammers wird in Schlagrichtung des Entkernhammers von oben mittels Laservibrometrie auf den Prüfkörper gemessen.

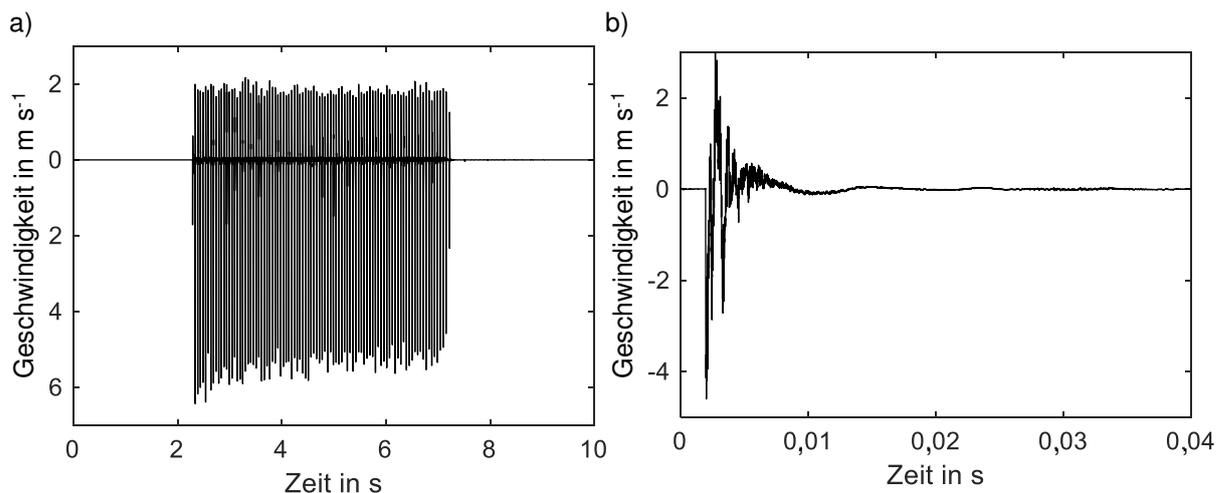


Abbildung 5.1: Gemessene Geschwindigkeiten des Probekörpers im zeitlichen Verlauf a) und als Detaildarstellung b) auf der industrienahen Entkernvorrichtung bei Dauerbetrieb über 10 Sekunden

Es zeigt sich, dass der industrielle Entkernhammer nach kurzer Anlaufphase in einen stationären Betrieb mit betragsmäßigen Maximalgeschwindigkeiten zwischen  $5 \text{ m s}^{-1}$  und  $6 \text{ m s}^{-1}$  übergeht. Die Geschwindigkeiten treten dabei in negativer Koordinatenrichtung auf, demzufolge bei Auftreffen des Hammers auf das Werkstück. Eine detaillierte zeitliche Auflösung eines Schlagverlaufs ist in Abbildung 5.1b als Detailaufnahme dargestellt. Die dargestellte Impulszeit von 40 ms entspricht genau einem Schlagintervall. Dadurch zeigen die Messdaten weiter, dass der Entkernhammer mit einer Frequenz von 25 Hz pulsiert, wobei die Bewegungsamplituden des Prüfkörpers vor Einbringen eines neuen Impulses vollständig abklingen. Der Schlagimpuls selber klingt am Prüfkörper bereits nach ca. 10 ms nahezu vollständig ab.

Maximal auftretende Beschleunigungen können durch zeitliche Ableitung des Geschwindigkeitsprofils berechnet werden und zeigen während des Dauerbetriebs des industrienahen Entkernhammers Beschleunigungen von  $141\,000 \pm 17\,500 \text{ m s}^{-2}$ .

Der Prüfkörper ist bei Beaufschlagung mit gezeigtem Geschwindigkeitsprofil und entsprechender Entkernfrequenz nach ca. 2 Sekunden vollständig entsandet. Aufgrund des kurzen Schlagintervalls von 40 ms und der Gesamtprozessdauer von nur 2 Sekunden bis zur vollständigen Entkernung des Probekörpers können charakteristische Unterschiede zwischen verschiedenen Sand-Binder-Systemen auf der industrienahen Entkernvorrichtung nicht zielführend herausgearbeitet werden.

Daher wird für weiterführende Untersuchungen der in Kapitel 4.6 beschriebene Einzelschlag-Entkernprüfstand herangezogen. Zur Charakterisierung des Schwingungsverhaltens der Prüfkörper im Vergleich zur industrienahen Entkernvorrichtung wird auch der Einzelschlag-Entkernprüfstand mittels des Laser-Scanning-Vibrometers vermessen. In Abbildung 5.2a sind die Messpunkte über Probekörper, Auflager und Prüfstand-Fundament verteilt dargestellt. Abbildung 5.2b zeigt die zugehörigen Geschwindigkeitsverläufe aller Messpunkte.

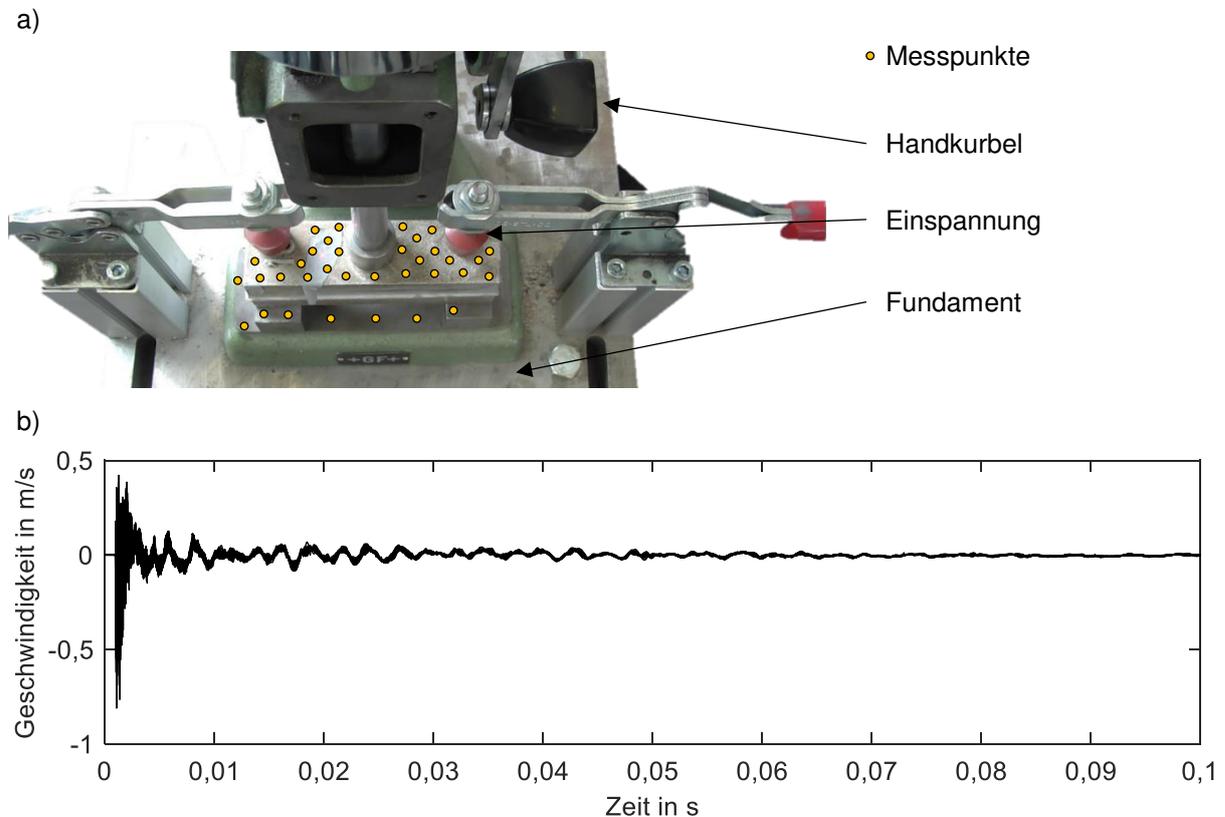


Abbildung 5.2: Messpositionen der gemessenen Geschwindigkeiten bei Schlag mit Einzelschlag-Entkernprüfstand a) und zeitlicher Geschwindigkeitsverlauf aller  $n = 34$  Messpunkte b). Geschwindigkeitsvektoren mit negativem Vorzeichen zeigen in Richtung Fundament.

Es ist ersichtlich, dass sich bei einem Rammgewicht von 6,8 kg und einer Fallhöhe von 50 mm bei einem leeren Riegel ein nahezu homogenes Geschwindigkeitsfeld über den gesamten Probekörper, die Auflager und das Fundament des Prüfstands ausbildet. Die gemessenen Geschwindigkeiten sind mit Maximalwerten zwischen  $0,5 \text{ m s}^{-1}$  bis  $0,8 \text{ m s}^{-1}$  um den Faktor 10 kleiner als die gemessenen Geschwindigkeiten der industrienahen Entkernvorrichtung. Maximal auftretende Beschleunigungen liegen bei diesem Versuchsaufbau bei ca.  $35\,000 \text{ m s}^{-2}$ . Aufgrund des nahezu homogen ausgeprägten Verschiebungsfelds über die gesamte Riegelfläche und auch die Auflager kann von einer Starrkörperbewegung des Prüfkörpers ohne maßgebliche elastische oder plastische Deformationen ausgegangen werden.

Diese Erkenntnis ist für die nachfolgenden Untersuchungen sehr wichtig, da für diesen experimentellen Aufbau das Versagen des eingegossenen Sandkerns infolge von Überschreiten der plastischen Dehngrenze aufgrund einer Biegebelastung ausgeschlossen werden kann.

## 5.2 Sieblinie, Kornform, Prüfkörperdichte

In Abbildung 5.3 sind die Sieblinien der verwendeten Formgrundstoffe Quarzsand H23, Quarzsand F4 als auch Bauxitsand W65 dargestellt. Auf der Abszisse ist die mittlere Korngröße in mm und auf der Ordinate die Häufigkeitsverteilung in % dargestellt.

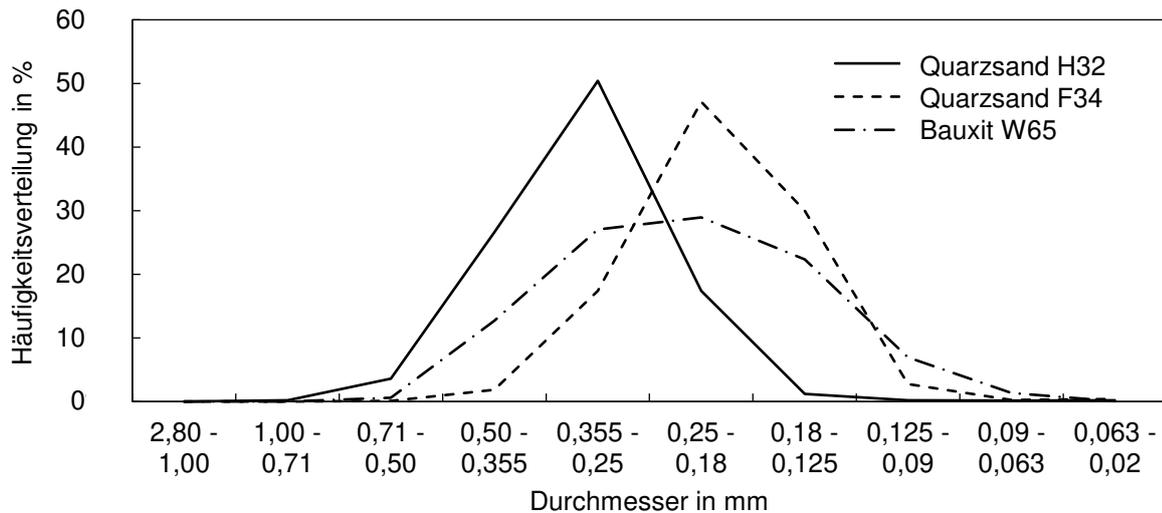


Abbildung 5.3: Sieblinien der verwendeten Formgrundstoffe Quarzsand H32, Quarzsand F34 und Bauxitsand W65 gemessen mit Camsizer X2 (Microtrac Retsch GmbH, Haan, Deutschland)

Die mittlere Korngröße für den H32-Quarzsand liegt bei ca. 320  $\mu\text{m}$ . Die Häufigkeitsverteilung ist symmetrisch ausgeprägt und liegt im Messbereich zwischen 250  $\mu\text{m}$  und 350  $\mu\text{m}$  bei 50,4 %. Der Quarzsand F34 zeigt eine Verteilungsspitze von 47,11 % im Bereich zwischen 180  $\mu\text{m}$  und 250  $\mu\text{m}$  auf. Die mittlere Korngröße liegt bei 210  $\mu\text{m}$ . Der Bauxitsand W65 wiederum ist symmetrisch verteilt um die mittlere Korngröße von 240  $\mu\text{m}$ . Charakteristisch ist dabei die breitere Häufigkeitsverteilung im Vergleich zu den Quarzsanden.

Die Kornform der Formgrundstoffe kann anhand der gemessenen Dimensionen der Körner in Kennzahlen umgerechnet werden, vgl. Kapitel 2.2.1. In Tabelle 5.1 sind die berechneten Kennwerte tabellarisch dargestellt.

Tabelle 5.1: Aspektverhältnis, Rundheit, Symmetrie und Konvexität für gemessene Formgrundstoffe Quarzsand H32, Quarzsand F34 und Bauxitsand W65 nach Abbildung 2.4

Kenngröße	Formgrundstoff		
	Quarzsand H32	Quarzsand F34	Bauxitsand W65
mittlerer Korndurchmesser	323 $\mu\text{m}$	208 $\mu\text{m}$	238 $\mu\text{m}$
Aspektverhältnis	0,74	0,72	0,95
Rundheit	0,89	0,88	0,98
Symmetrie	0,90	0,89	0,96
Konvexität	0,99	0,99	1,00

Neben den deutlich unterschiedlichen mittleren Korndurchmessern der verglichenen Systeme zeigt sich vor allem die Rundheit von Bauxitsand W65 im Vergleich zu den Quarzsanden. Der Quarzsand F34 ist nach den Messungen insgesamt unsymmetrischer und auch weniger rund als Quarzsand H32. Auch das Aspektverhältnis ist für Quarzsand F34 geringer. In Abbildung 5.4 sind Aufnahmen der Korngeometrien der beiden charakteristischen Sande Quarzsand H32 und Bauxitsand W65 im Vergleich dargestellt.

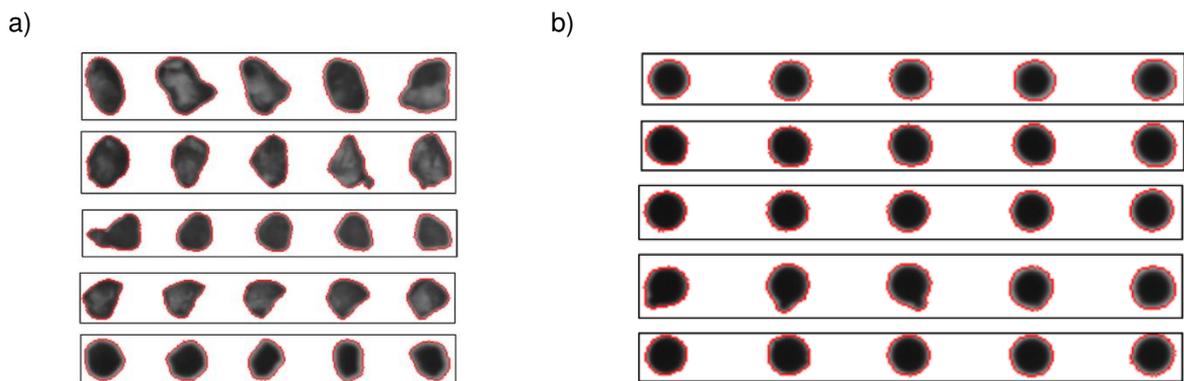


Abbildung 5.4: Granulometrische Aufnahme von Quarzsand H32 a) und Bauxitsand W65 b) im Vergleich (Ettemeyer et al., 2020)

Die differierenden Kornfraktionen beeinflussen das Packungsverhalten der Sandkerne. Zum Vergleich der resultierenden Kerngewichte  $m$  und der daraus resultierenden Dichte  $\rho$  sind diese in Tabelle 5.2 im Vergleich dargestellt.

*Tabelle 5.2: Gewicht und Dichte der Formstoffriegel in Abhängigkeit von Formgrundstoff und Bindermenge (mit Additiv). Die Mittelwerte werden ermittelt aus 12 Probekörpern.*

<b>Formgrundstoff</b>	<b>Quarzsand H32</b>		<b>Quarzsand F34</b>		<b>Bauxitsand W65</b>	
Bindermenge in Gewichtsteilen	1,9	2,25	1,9	2,25	0,75	1,9
Riegelvolumen $V$ in $\text{cm}^3$ (berechnet)	92,8					
Riegelgewicht $m$ in g (gemessen)	$150,7 \pm 0,4$	$151,0 \pm 0,3$	$139,5 \pm 0,2$	$140,5 \pm 0,2$	$192,2 \pm 0,4$	$194,1 \pm 0,3$
mittlere Dichte des Riegels $\rho$ in $\text{g cm}^{-3}$ (berechnet)	1,6	1,6	1,5	1,5	2,1	2,1

Für Riegel mit Quarzsand H32 als Formgrundstoff wird eine mittlere Dichte von  $1,6 \text{ g cm}^{-3}$  gemessen. Die Biegeriegel mit Formgrundstoff Quarzsand F34 haben im Vergleich eine geringfügig geringere mittlere Dichte von  $1,5 \text{ g cm}^{-3}$ . Die Systeme mit Formgrundstoff Bauxitsand W65 hingegen haben eine deutlich höhere Dichte von  $2,1 \text{ g cm}^{-3}$ . Für alle hier betrachteten Systeme hat die Bindermenge praktisch keinen Einfluss auf die Dichte. Diese wird maßgeblich durch den Formgrundstoff beeinflusst.

### 5.3 Temperaturentwicklung in Bauteil und Sandkern beim Abguss

Da die zu erwartenden Spannungen durch das Aufschumpfen des Gussbauteils auf den Kern als auch die mechanischen Eigenschaften des Sandkerns temperaturabhängig sind, wird das Temperaturregime, welchem der Sandkern ausgesetzt ist, virtuell und experimentell aufgenommen. In Abbildung 5.5a sind die Temperaturverläufe für die eingegossenen Prüfkörper sowohl im Experiment als auch in der optimierten Simulation dargestellt. Eine wichtige Frage hierbei ist auch, ob für den Sandkern von einer homogenen Durchwärmung ausgegangen werden darf oder ob Gradienten der mechanischen Eigenschaften innerhalb des Sandriegels durch unterschiedliche Temperaturbelastungen zu berücksichtigen sind.

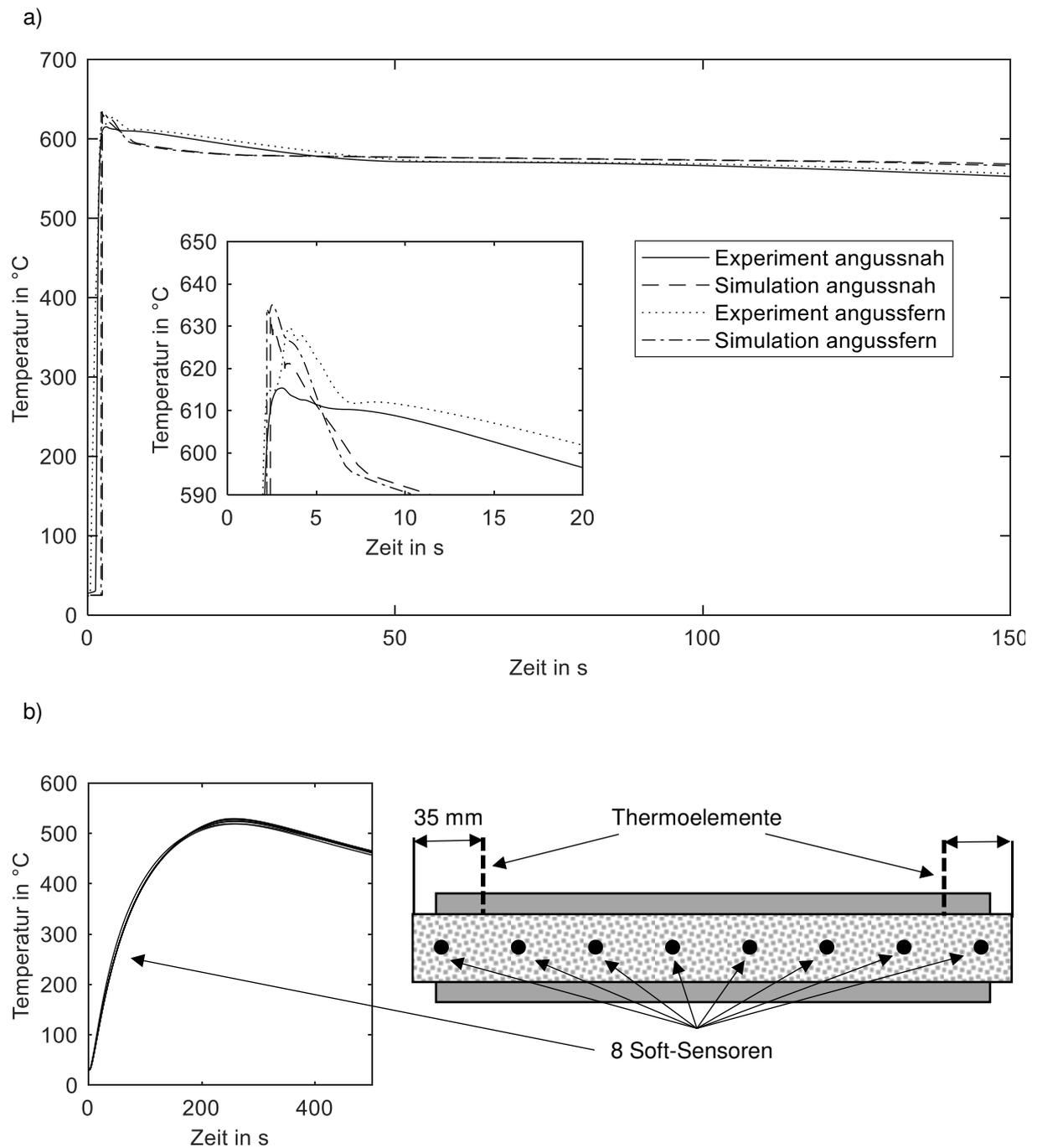


Abbildung 5.5: Temperaturverlauf bei Abguss der Prüfkörper in Experiment und Simulation a) und Darstellung der Durcherhitzung des Sandkerns ermittelt über acht äquidistant verteilte Soft-Sensoren entlang der Riegellängsachse b)

Sowohl im Experiment als auch in der Simulation zeigt sich, dass der Formstoffriegel bei einer Gießtemperatur von 750 °C eine Spitzentemperatur von ca. 630 °C erfährt. Die experimentellen

Daten zeigen, dass die angussfernen Temperatursensoren vor den angussnahen Sensoren Temperaturen detektieren. Dies bedeutet, dass die Schmelze das Gießrad von der angussfernen Seite her füllt und zurückfließt hin zum Anguss. Die Simulation bestätigt dieses Verhalten. Zur Abschätzung des Temperaturverhaltens im Inneren des Kerns wird die Simulation als Soft-Sensor eingesetzt. Entlang der neutralen Faser des Biegeriegels werden in äquidistantem Abstand 8 Soft-Sensoren platziert und ausgewertet, vgl. Abbildung 5.5b. Es zeigt sich, dass die Sandkerne im Rahmen des Abgusses im Inneren vollständig auf eine Temperatur von 520 °C durcherhitzt werden und auch während des Abkühlvorgangs keine Temperaturgradienten innerhalb der Sensoren erkennbar sind. Weiter zeigt die gute Übereinstimmung aus angussfernen und angussnahen Sensoren sowohl im Experiment als auch in der Simulation, dass der eingegossene Riegel auch entlang seiner Längsachse ein homogenes Temperaturregime erfährt. Somit kann von einer homogenen Temperaturbelastung auf die Sand-Binder-Brücken ausgegangen werden. Unterschiedliche mechanische Eigenschaftsunterschiede innerhalb des Probekörpers aufgrund von Temperaturgradienten sind damit nicht zu erwarten und müssen für die Modellierung der nachfolgenden Simulationsschritte wie Spannungsbildung im Bauteil durch Aufschumpfen und bei der Schlagsimulation nicht berücksichtigt werden. Auch kann durch die Erkenntnis dieses Soft-Sensors davon ausgegangen werden, dass der Sandriegel durch die Temperaturbelastung nicht in die reversible Umwandlung von Tief- in Hochquarz, den sogenannten Quarzprung, kommt und daher die Annahme eines linearen Ausdehnungskoeffizienten zur Modellierung des Formstoffs gültig ist. Weiter ist es damit gültig, Dilatationseffekte in der virtuellen Modellierung für diese Geometrie zu vernachlässigen.

#### **5.4 Spannungsentwicklung im Kern durch Aufschumpfen des Gussbauteils**

In Tabelle 5.3 sind die gemessenen Verschiebungen durch freiwerdende Dehnungen beim Ausbohren des Kerns aus dem Prüfkörper dargestellt. Messwerte, die ohne Standardabweichung dargestellt werden, resultieren aus Einzelmessungen.

Tabelle 5.3: Gemessene Dehnungen mittels Dehnungsmessstreifen an Position 1 und 2 nach Abbildung 4.4 in x- und y-Richtung nach Ettemeyer et al. (2021)

Position	Dehnungsrichtung	System	
		H32_1,9%_MB1	F34_2,25%_MB1
Position 1 (angussnah)	Dehnung in x-Richtung in $\mu\text{m m}^{-1}$	kein Messwert ermittelbar	kein Messwert ermittelbar
	Dehnung in y-Richtung in $\mu\text{m m}^{-1}$	-120	-120
Position 2 (mittig)	Dehnung in x-Richtung in $\mu\text{m m}^{-1}$	-25	kein Messwert ermittelbar
	Dehnung in y-Richtung in $\mu\text{m m}^{-1}$	- 185 $\pm$ 21 (2 Messwerte)	- 200 $\pm$ 10 (3 Messwerte)

Das negative Vorzeichen bei der Dehnungsmessung auf dem Aluminiumbauteil deutet auf ein Zusammenziehen durch das Ausbohren des Kerns hin. Das bedeutet, dass auf den Kern vor dem Ausbohren Druckspannungen aufgebracht waren, die sich aufgrund der durch den Kern behinderten Schwindung aufgebaut haben. Die eingegossenen Sandkerne sind folglich vor dem Entkernprozess mit einer Druckspannung durch das aufgeschrumpfte Aluminiumbauteil beaufschlagt. Die Dimensionen der gemessenen Dehnungen sind sowohl für System H32\_1,9%\_MB1 mit H32-Quarzsand als auch für System F34\_2,25%\_MB1 mit F34-Quarzsand mit  $120 \mu\text{m m}^{-1}$  an Position 1 (angussnah) und  $185 - 200 \mu\text{m m}^{-1}$  an Position 2 (mittig) in einer vergleichbaren Größenordnung.

Die implizite Abkühlsimulation bestätigt diese Größenordnungen der gemessenen Dehnungen. An Position 1 werden auf der Aluminiumoberfläche nach Entfernen des virtuell eingegossenen Biegeriegels freiwerdende Dehnungen von  $25 \mu\text{m m}^{-1}$  in x-Richtung und  $-168 \mu\text{m m}^{-1}$  in y-Richtung gemessen. Für Position 2 werden Dehnungen von  $-19 \mu\text{m m}^{-1}$  in x-Richtung und  $-205 \mu\text{m m}^{-1}$  in y-Richtung gemessen. Während das Dehnungsverhalten an Position 2 mit Abweichungen von  $5 \mu\text{m m}^{-1}$  sehr gut nachgebildet werden kann, so ergeben sich an Position 1, also am Rand des Riegels, größere Abweichungen von fast  $50 \mu\text{m m}^{-1}$  insbesondere in y-Richtung. Diese Ungenauigkeit der Simulation gegenüber der experimentellen Versuche könnte durch Kriecheffekte im Metall und im Formstoff während der Abkühlung und der Lagerung erklärt werden, die im Rahmen des hinterlegten Simulationsmodells nicht berücksichtigt sind.

## 5.5 Mechanische Kennwerte

In Abbildung 5.6 sind die 3-Punkt-Biegefestigkeiten der anorganisch gebundenen Riegel nach Lagerung im Klimaschrank bei 20 °C und 10 %-rel. LF für mindestens 24 h im Vergleich dargestellt.

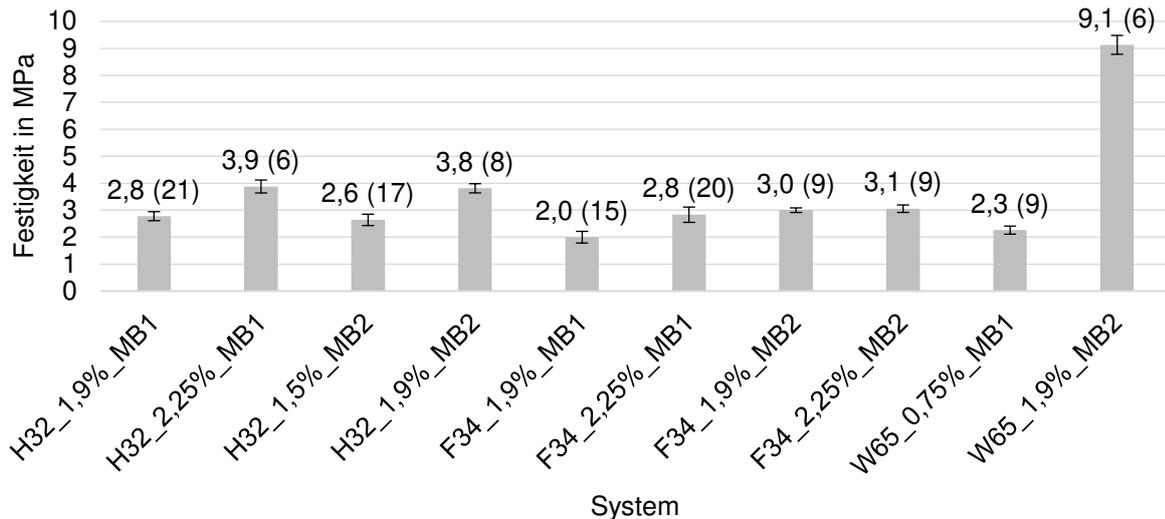


Abbildung 5.6: 3-Punkt-Biegefestigkeiten nach Lagerung für mindestens 24 Stunden bei 20 °C und 10 %-rel. LF. Anzahl an gemessenen Proben in Klammern

Die Biegefestigkeiten der Systeme mit Quarzsand als Formgrundstoff variieren zwischen minimal 2 MPa für das System mit F34-Quarzsand und 1,9 % Bindermenge des Modellbinders 1 und maximal 3,9 MPa für das Formstoffsystem mit Quarzsand H32 als Formgrundstoff und 2,25 % Binderanteil von Modellbinder 1. Die Standardabweichungen liegen zwischen 0,09 MPa und 0,35 MPa. Die zwei Modellsysteme mit Bauxitsand W65 als Formgrundstoff variieren in ihrer Festigkeit zwischen minimal 2,3 MPa und maximal 9,1 MPa. Für alle Systeme zeigt sich unabhängig vom Formgrundstoff eine Korrelation zwischen Biegefestigkeit und Bindermenge. Je mehr Bindereinsatz, desto höher die Festigkeit.

Nach Kapitel 2.5 sind zur vollständigen Beschreibung poröser und granularer Medien neben der Zugfestigkeit insbesondere auch die zugehörigen Druckfestigkeiten von Interesse. Diese sind in Abbildung 5.7 dargestellt.

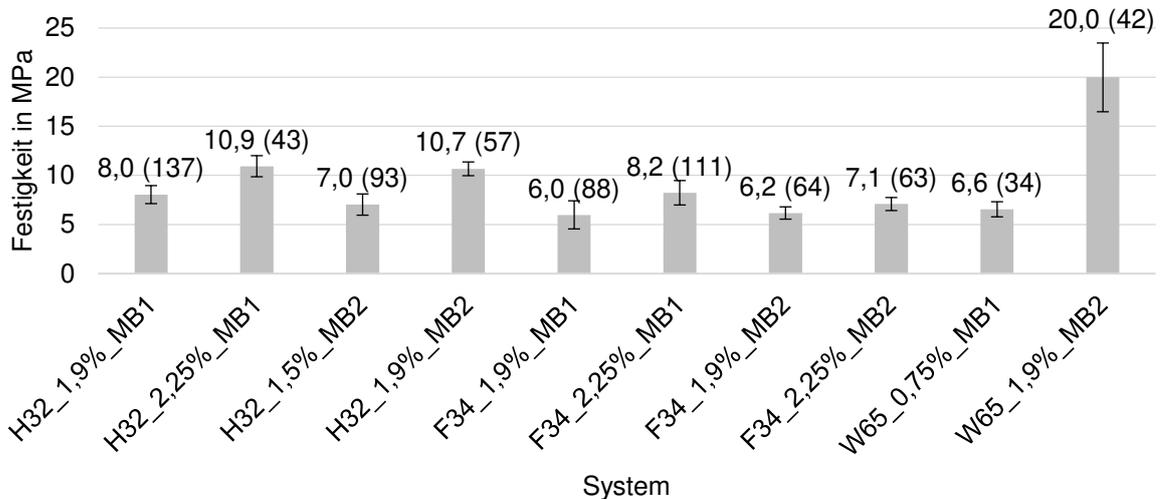


Abbildung 5.7: Druckfestigkeiten nach Lagerung für mindestens 24 Stunden bei 20 °C und 10 %-rel. LF. Anzahl an gemessenen Proben in Klammern

Prinzipiell zeigen die gemessenen Druckfestigkeiten deutlich höhere Werte als die Biegefestigkeiten. Durch die in Kapitel 4.8 vorgestellte Methodik, dass aus einem Prüfkörper zur Messung der Biegefestigkeit mehrere Prüfkörper zur Messung der Druckfestigkeit generiert werden, ist die statistische Anzahl der vermessenen Prüfkörper für die Druckfestigkeiten deutlich höher. Die Druckfestigkeiten für die Proben mit Quarzsand als Formgrundstoff variieren zwischen 6 MPa und 10,9 MPa. Die Proben mit Bauxitsand als Formgrundstoff weisen bei einem Binderanteil von 1,9 % eine Druckfestigkeit von maximal 20 MPa auf. Die Dimensionen der Standardabweichungen liegen mit Absolutwerten zwischen minimal 0,7 MPa und maximal 3,5 MPa über den ermittelten Standardabweichungen der Biegefestigkeitswerte.

Im Folgenden werden insbesondere die zwei Systeme H32\_1,9%\_MB1 mit Formgrundstoff Quarzsand H32 und F34\_2,25%\_MB1 mit Formgrundstoff Quarzsand F34 genauer beschrieben. Dabei wird ausgehend von den Festigkeiten bei Raumtemperatur das temperaturabhängige Verhalten nach Behandlung im Ofen betrachtet. Beide Systeme weisen eine Biegefestigkeit von 2,8 MPa im Rohzustand auf und werden mit dem gleichen Bindersystem MB1 hergestellt. Die gleichen Zugfestigkeiten im Rohzustand bei unterschiedlichem Formgrundstoff werden wie bereits erwähnt durch Variation des Binderanteils eingestellt. Weiter wird unter Zuhilfenahme der Systeme H32\_2,25%\_MB1 und F34\_1,9%\_MB1 der Einfluss des Binderanteils auf das temperaturabhängige Verhalten der Sand-Binder-Systeme näher untersucht. In Tabelle 5.4 ist die Anzahl an Versuchspunkten im Zug- und Druckbereich für die vier nachfolgend im Detail untersuchten Systeme aufgelistet.

Tabelle 5.4: Anzahl an aufgenommenen Versuchspunkten zur Ermittlung der mechanischen Festigkeiten im Zug- und im Druckbereich

Temperatur	System							
	H32_1,9%_MB1		H32_2,25%_MB1		F34_1,9%_MB1		F34_2,25%_MB1	
	nZug	nDruck	nZug	nDruck	nZug	nDruck	nZug	nDruck
roh (20 °C)	21	137	6	43	9	64	20	111
400 °C	9	63					9	60
600 °C	6	31	6	37	6	25	6	21
eingegossen	4	24					5	28

Der durch die angewandte Methodik resultierende Effekt mehrerer Ergebnisse für die Druckfestigkeit aus einem auf Zugfestigkeit vermessenen Prüfkörper zeigt sich auch hier deutlich. Aus einem zerbrochenen Biegeriegel lassen sich demnach zwischen vier bis sieben Druckproben extrahieren. Aufgrund des sehr hohen experimentellen Aufwands ist die Anzahl an Messungen für die eingegossenen Proben auf vier (System H32\_1,9%\_MB1) bzw. fünf (System F34\_2,25%\_MB1) Stützpunkte im Zugfestigkeitsbereich beschränkt. Daraus können 24 (System H32\_1,9%\_MB1) bzw. 28 (System F34\_2,25%\_MB1) Stützpunkte im Druckbereich generiert werden.

Mittels der in Kapitel 2.5 vorgestellten Darstellungsform im p-q-Diagramm kann die Zug- und die Druckfestigkeit innerhalb eines Diagramms in Korrelation gesetzt werden. Dies ist insbesondere für den Vergleich verschiedener Systeme von Interesse. In Abbildung 5.8 sind die gemessenen Zug- und Druckfestigkeiten der untersuchten Formstoffsysteme im Rohzustand bei Lagerung bei 20 °C und 10 %-rel. LF und nach Temperaturbehandlung für 3 min im Ofen bei 400 °C und 600 °C sowie von Biegeriegeln, die eingegossen und nach dem Abkühlen freigeschnitten werden, dargestellt.

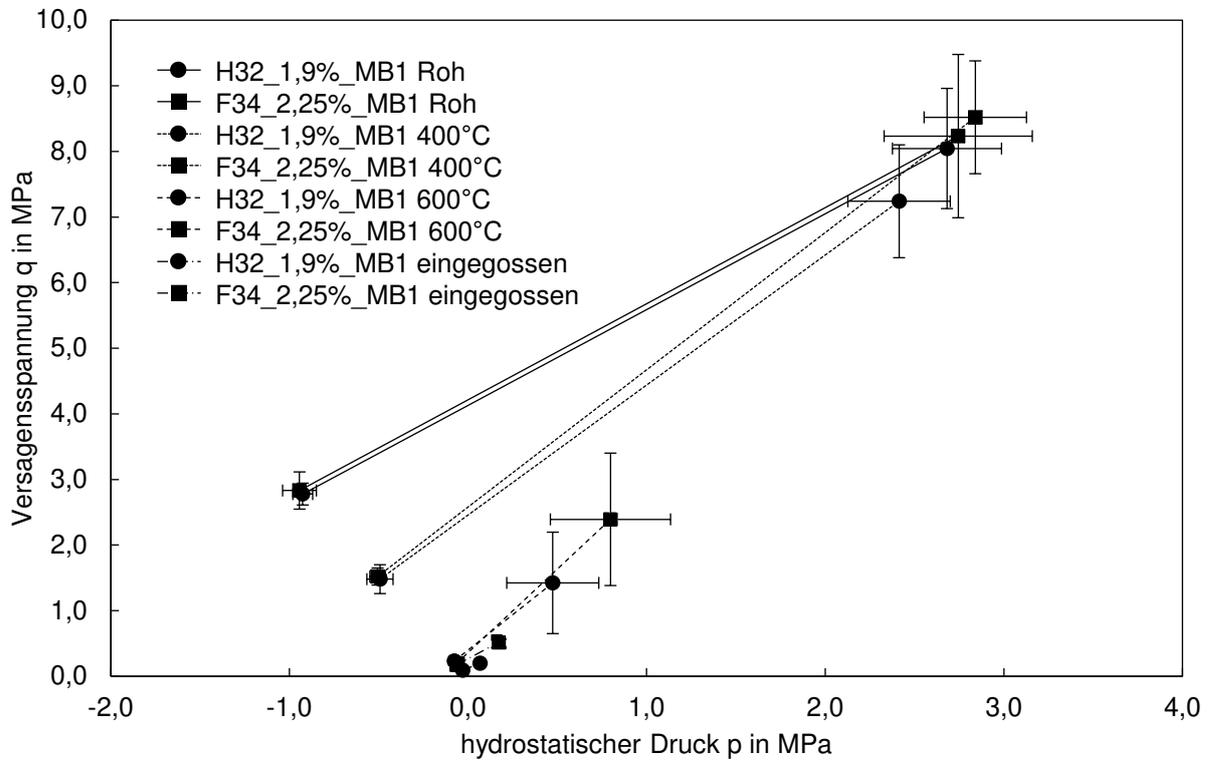


Abbildung 5.8: Untersuchte Formstoffsysteme im Rohzustand bei Lagerung bei 20 °C und 10 %-rel. LF und nach Temperaturbehandlung im p-q-Diagramm

Im direkten Vergleich der beiden Systeme H32\_1,9%\_MB1 und F34\_2,25%\_MB1 zeigt sich eine gute Übereinstimmung der Festigkeiten sowohl im Zug- als auch im Druckbereich. Nach Temperaturbelastung zeigt sich, dass insbesondere die Biegefestigkeit im Vergleich zur Druckfestigkeit stärker absinkt. Bei genauer Untersuchung des Verhaltens der Druckfestigkeiten zeigt sich für System F34\_2,25%\_MB1 bei Temperaturbelastung über 3 min bei 400 °C zunächst sogar eine erhöhte Druckfestigkeit – dies könnte durch eine Nachhärtung des Binders erklärt werden. Nichtsdestotrotz zeigen sich für beide Systeme schwindende Festigkeiten im Zugspannungsbereich.

Damit die Entwicklung der p-q-Geraden bei hohen Temperaturen besser gezeigt werden kann, sind diese für den Temperaturbereich ab 600 °C in Abbildung 5.9a und für den eingegossenen Zustand in Abbildung 5.9b im Detail dargestellt.

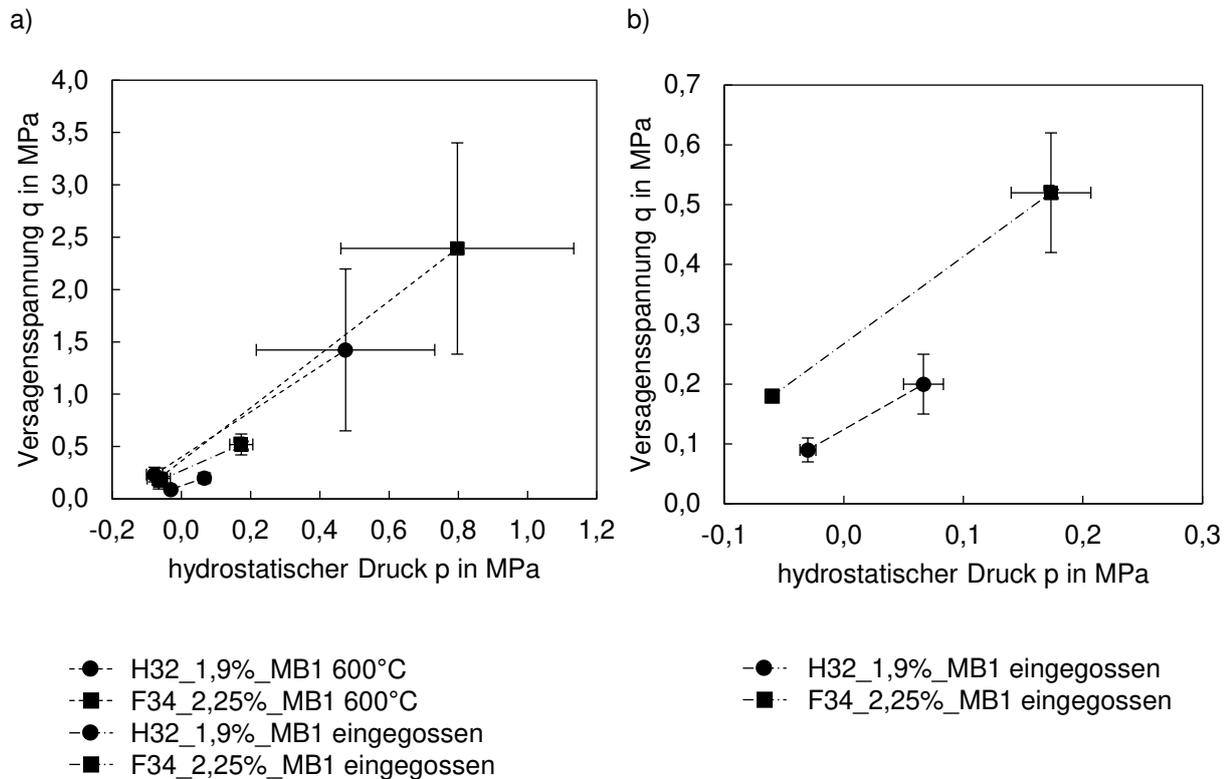


Abbildung 5.9: Detaildarstellung nach Temperaturbehandlung

Bei Betrachtung der Detaildarstellung zeigt sich neben einem Festigkeitsabfall bei erhöhter Temperaturexposition insbesondere auch eine Veränderung des inneren Reibungswinkels.

Trotz der vergleichbaren Anzahl an Messpunkten zwischen den im Ofen bei 600 °C temperierten Proben und den eingegossenen und ausgefrästen Proben differieren die gemessenen Streubalken insbesondere im Druckbereich deutlich. Während die bei 600 °C behandelten Proben Abweichungen von 54 % für System H32\_2,25%\_MB1 und 42 % für System F34\_1,9%\_MB1 zeigen, werden bei den eingegossenen Proben verhältnismäßig geringere Abweichungen von 25 % für System H32\_2,25%\_MB1 und 19 % für System F34\_1,9%\_MB1 gemessen. Dies könnte damit erklärt werden, dass die im Ofen behandelten Proben sich während der Temperierung ausdehnen und während des anschließenden Abkühlprozesses nicht wie die durch das Gussbauteil ummantelten eingegossenen Proben wieder komprimiert werden. Die ermittelten Kennwerte der Druckfestigkeit reagieren sensitiv auf geometrische Randeinflüsse der Prüfkörper wie abgerundete Kanten und nicht parallele Auflagerflächen. Dieser Effekt zeigt sich insbesondere durch die differierenden Streubalken die im Druckbereich stärker ausgeprägt sind als im Zugfestigkeitsbereich.

Zur Untersuchung des Einflusses des Binderanteils auf das temperaturabhängige Verhalten werden im Folgenden zusätzlich die zwei Systeme H32\_2,25%\_MB1 und F34\_1,9%\_MB1 betrachtet. In Abbildung 5.10 ist das temperaturabhängige Verhalten in Abhängigkeit des Formgrundstoffs und des Bindergehalts dargestellt.

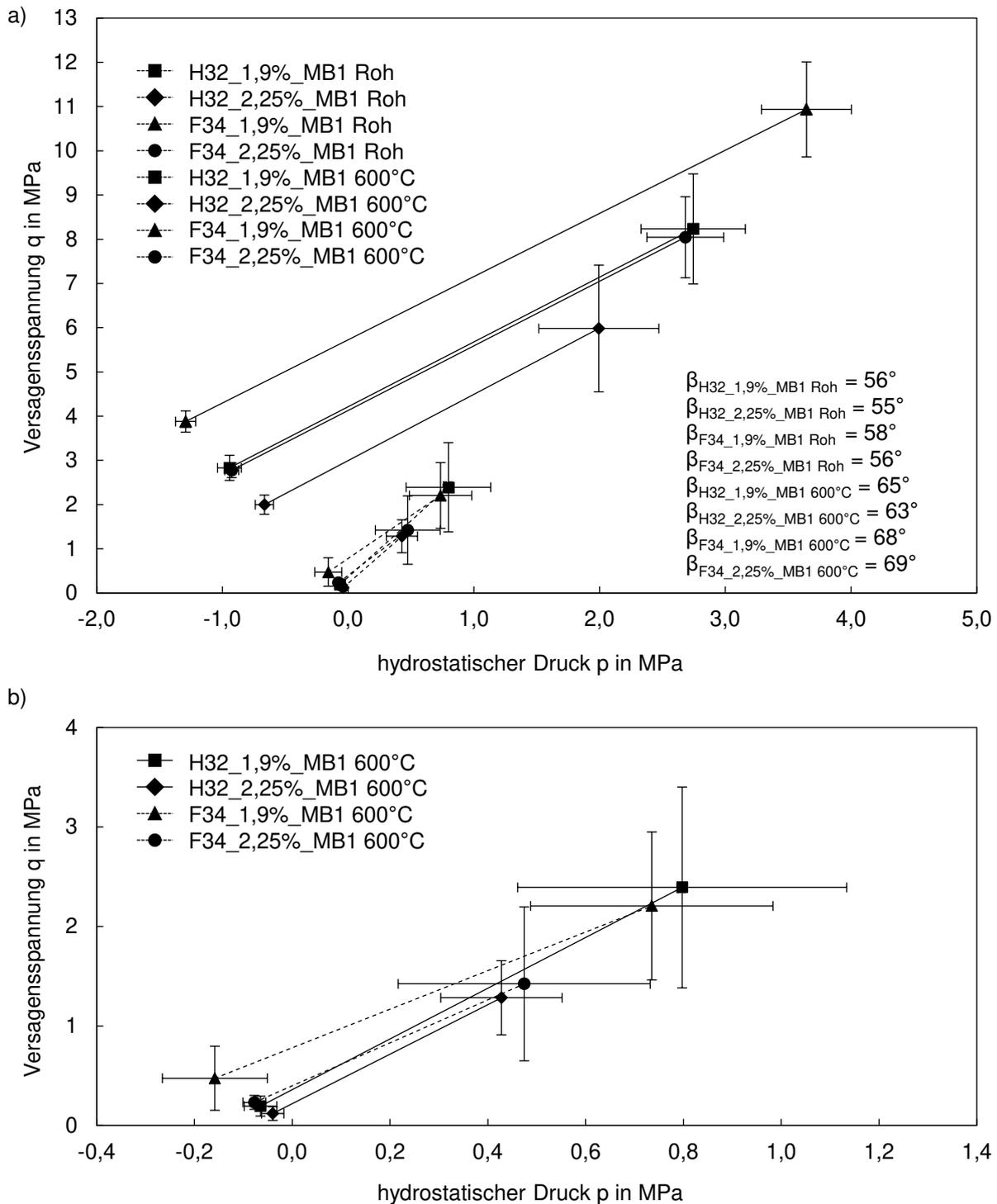


Abbildung 5.10: Einfluss des Bindergehalts auf das temperaturabhängige Verhalten der  $p$ - $q$ -Geraden und den inneren Reibungswinkel  $\beta$  a) und Detailaufnahme der temperaturbehandelten Sand-Binder-Systeme b)

Prinzipiell zeigt sich für die p-q-Geraden im Rohzustand das zu erwartende Verhalten, dass bei erhöhter Bindermenge höhere Festigkeiten gemessen werden. Weiter zeigen alle vier untersuchten Systeme im Rohzustand einen nahezu gleichen inneren Reibungswinkel von durchschnittlich  $56^\circ$ . Bei Untersuchung der temperaturbehandelten Proben, die für 3 min einer Temperatur von  $600^\circ\text{C}$  ausgesetzt waren, zeigt sich ein deutlicher Abfall der Festigkeiten im Allgemeinen. Die Reibungswinkel erhöhen sich durch den stärkeren Einbruch der Biegefestigkeit im Vergleich zur Druckfestigkeit dabei auf durchschnittlich  $64^\circ$  für die Systeme mit Quarzsand H32 als Formgrundstoff und auf durchschnittlich  $69^\circ$  für die Systeme mit Quarzsand F34 als Formgrundstoff. Die eingesetzte Bindermenge scheint dabei nur einen Einfluss auf die Restfestigkeit, nicht aber auf den inneren Reibungswinkel zu haben.

Zur detaillierteren Untersuchung des Verhaltens der temperaturabhängigen Restfestigkeit und des inneren Reibungswinkels in Abhängigkeit von Formgrundstoff und Temperatur sind diese in Abbildung 5.11 für die beiden Vergleichssysteme H32\_1,9%\_MB1 und F34\_2,25%\_MB1 über der Temperatur aufgetragen dargestellt.

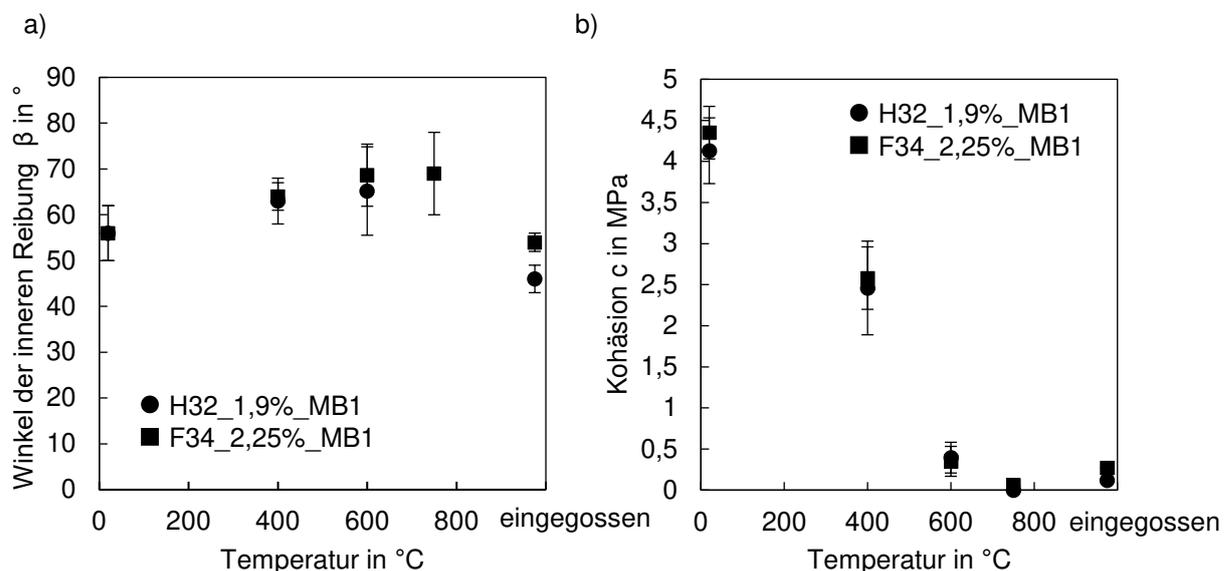


Abbildung 5.11: Verlauf des inneren Reibungswinkels  $\beta$  im Rohzustand, nach Temperaturbehandlung und nach Ausfräsen aus eingegossenem Gussbauteil a) und Verlauf der Kohäsion  $c$  im Rohzustand, nach Temperaturbehandlung und nach Ausfräsen aus eingegossenem Gussbauteil b)

Ist der innere Reibungswinkel  $\beta$  für beide Formstoffsysteme im Rohzustand mit  $56^\circ \pm 6^\circ$  noch identisch, so differieren die Systeme in Abhängigkeit der Temperatur mit steigender

Temperatur immer weiter auseinander und tendieren im Gesamten hin zu höheren Reibungswinkeln. Betrachtet man die eingegossenen Formstoffsysteme, die nach dem Abkühlen aus dem Aluminiumriegel ausgefräst wurden, so zeigen sie innere Reibungswinkel mit Absolutwerten kleiner als im Rohzustand. Für System F34\_2,25%\_MB1 wird nach dem Abguss ein innerer Reibungswinkel von  $54^\circ \pm 2^\circ$  gemessen, welcher nahezu identisch zum Reibungswinkel im Ausgangszustand von  $56^\circ \pm 6^\circ$  ist. System H32\_1,9%\_MB1 hingegen hat bei einem identischen inneren Reibungswinkel im Ausgangszustand wie System F34\_2,25%\_MB1 nach dem Abguss nur noch Werte von  $46^\circ \pm 3^\circ$ .

Die Kohäsion scheint mit steigender Temperatur für beide Systeme nahezu linear zu sinken. Dabei ist bei reiner Temperaturbehandlung im Ofen keine nennenswerte Aufspaltung der Kohäsionswerte erkennbar. Betrachtet man die eingegossenen und ausgefrästen Proben, so weisen diese eine tendenziell höhere Kohäsion als die bei  $600^\circ\text{C}$  temperierten Riegel auf und auch eine Differenzierung der beiden Formstoffsysteme ist erkennbar. System F34\_2,25%\_MB1 scheint nach dem Abkühlen zu einer höheren Restfestigkeit als System H32\_1,9%\_MB1 zu tendieren. Beide Systeme haben aber gemein, dass sie bei Abkühlung auf Raumtemperatur ihre Ausgangsfestigkeiten nicht wieder erreichen. Das Festigkeitsverhalten der Formstoffsysteme ist somit nicht reversibel.

## 5.6 Entkernverhalten

Ein charakteristisches Maß zur Beschreibung der Entkernbarkeit im Rahmen dieser Arbeit ist die absolute Anzahl an benötigten Schlägen bis zur vollständigen Sandfreiheit der Probekörper. In Abbildung 5.12 sind für die untersuchten Systeme die Anzahl der benötigten Einzelimpulse auf dem EEP dargestellt.

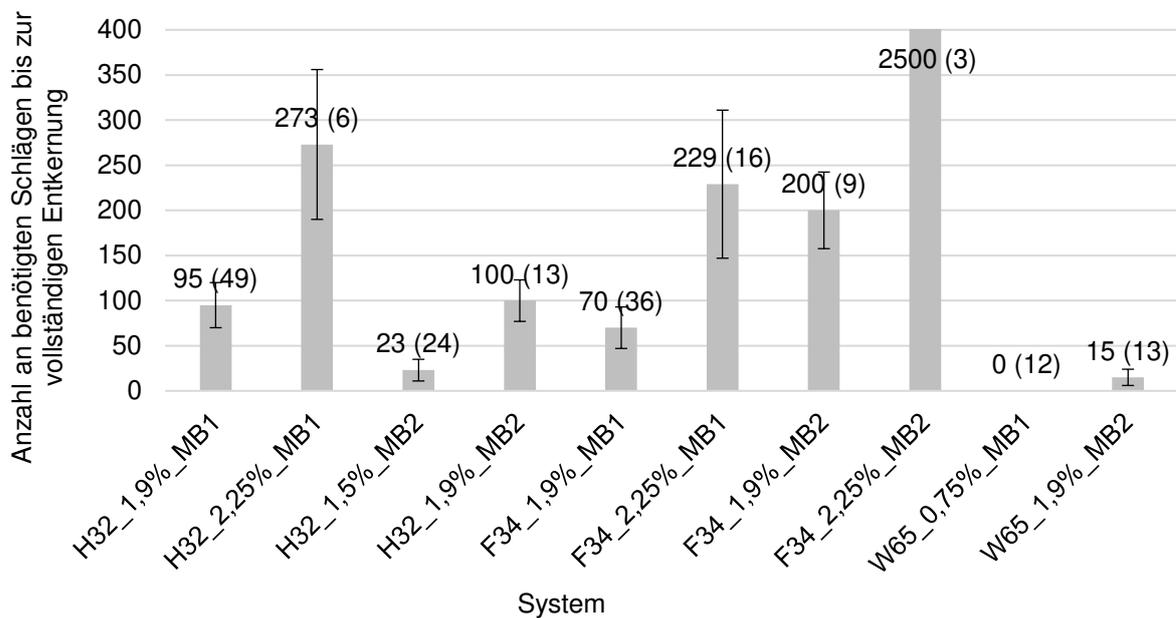


Abbildung 5.12: Übersicht über die mittlere benötigte Schlagzahl bis zur vollständigen Entkernung der Prüfkörper für die untersuchten Modellsysteme. Anzahl der entkernten Prüfkörper in Klammern

Die Vergleichssysteme H32\_1,9%\_MB1, H32\_1,5%\_MB2, W65\_0,75%\_MB1 und F34\_2,25%\_MB1, die durch Variation des Binderanteils alle auf eine mittlere Biegefestigkeit von ca. 2,8 MPa eingestellt wurden, lassen sich mit mittleren Schlagzahlen zwischen 0 für System W65\_0,75%\_MB1 mit Bauxitsand und 229 Schlägen für System F34\_2,25%\_MB1 mit Quarzsand F34 klar differenzieren. Die Systeme H32\_1,9%\_MB1 und H32\_1,5%\_MB2, beide mit Formgrundstoff Quarzsand H32, aber verschiedenen Bindern, liegen mit 80 bzw. 23 Schlägen zwischen den durch die Systeme W65\_0,75%\_MB1 und F34\_2,25%\_MB1 definierten Extrempunkten. System W65\_0,75%\_MB1 mit Bauxitsand W65 ist mit 0 Schlägen bereits nach dem Abguss vollständig entkernt und braucht keine externen Impulse zur Sandentfernung.

System F34\_1,9%\_MB1 wurde auf die gleiche Bindermenge wie System H32\_1,9%\_MB1 eingestellt, anstatt H32-Quarzsand wird bei System F34\_1,9%\_MB1 jedoch der Quarzsand F34 mit geringerer mittlerer Korngröße verwendet. Vom Entkernverhalten her zeigt System F34\_1,9%\_MB1 ein ähnliches Verhalten wie System H32\_1,9%\_MB1 und lässt sich anhand der benötigten Einzelimpulse zur vollständigen Entkernung kaum differenzieren.

Die Systeme H32\_1,9%\_MB2, F34\_2,25%\_MB2 und F34\_1,9%\_MB2 weisen die gleichen Bindermengen wie die Systeme H32\_1,9%\_MB1, F34\_2,25%\_MB1 und F34\_1,9%\_MB1 auf, wobei anstelle des Bindersystems MB1 jeweils das Bindersystem MB2 mit geringerem Modul verwendet wurde. Bei System W65\_1,9%\_MB2 wurde zusätzlich zur Variation des Bindertyps auch der Binderanteil erhöht. Prinzipiell zeigt sich für alle Vergleichssysteme eine höhere Anzahl an benötigten Entkernimpulsen bis zur Entsandung der Probekörper bei Verwendung von Bindersystem MB2, also einer Verringerung des Moduls des Binders bei vergleichbarer Bindermenge. Hierbei sei insbesondere System F34\_2,25%\_MB2 erwähnt, welches auch nach 2500 Einzelimpulsen noch keinen merklichen Entkernfortschritt zeigt und für die im Rahmen dieser Arbeit durchgeführten Untersuchungen als „nicht entkernbar“ definiert wird. Das vergleichbare System F34\_2,25%\_MB1 ist bereits nach einer mittleren Schlagzahl von 229 Schlägen vollständig sandfrei.

Die Anzahl der absolut benötigten Impulse zur vollständigen Entkernung des Probekörpers stellt eine Möglichkeit zur Charakterisierung des Entkernverhaltens der untersuchten Systeme dar. Da durch abrasiven Abtrag der einfließenden Schmelze die Probekörper vor Beginn der mechanischen Entkernprüfung aber bereits vorentkernt sein können, wird als weiteres Maß zur Charakterisierung auch die Gewichtsabnahme und der Entkernfortschritt gemessen. In Abbildung 5.13 ist die Veränderung der Masse des Sandkerns für die zwei charakteristischen Systeme H32\_1,9%\_MB1 und F34\_2,25%\_MB1 in Abhängigkeit der Anzahl an Schlägen bis zur vollständigen Entkernung an ausgewählten Proben dargestellt. Die Masse des Sandkerns wird dabei durch Bildung der Differenz aus Leergewicht des vollständig entkernten Aluminiumriegels und dem Gewicht des Prüfkörper mit Sandkern berechnet.

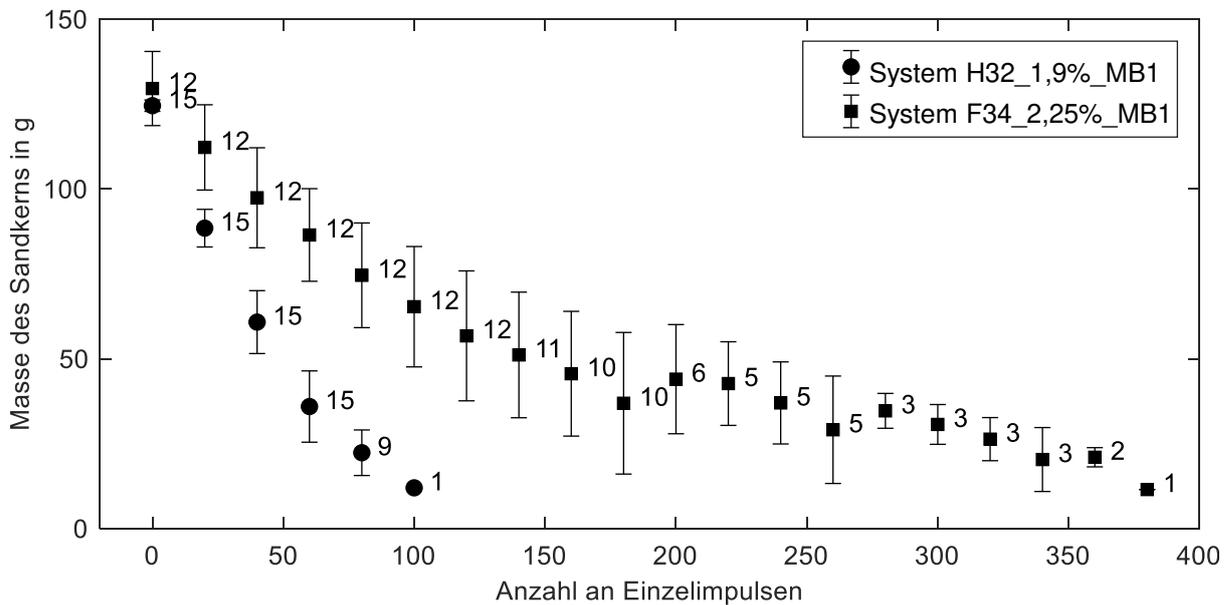


Abbildung 5.13: Masse des Sandkerns in Abhängigkeit der Anzahl an Einzelimpulsen für die Systeme H32\_1,9%\_MB1 und F34\_2,25%\_MB1. Anzahl an Prüfkörpern neben Versuchspunkten angetragen

Es zeigt sich für beide untersuchten Systeme ein stetiger Abfall des Riegelgewichts in Abhängigkeit der Anzahl an Impulsen. Auch zeigt sich für das System H32\_1,9%\_MB1 ein stärkerer Gewichtsabfall im Vergleich zu System F34\_2,25%\_MB1.

Aus der gemessenen Gewichtsabnahme und der bekannten Anzahl an Schlägen definiert durch die Messintervalle von je 20 Schlägen kann ein Maß für die entkernte Masse pro Schlag umgerechnet werden, im Folgenden Entkernrate genannt. Diese ist für die Systeme mit Quarzsand als Formgrundstoff in Abbildung 5.14 dargestellt. Hierbei ist zu betonen, dass die hier dargestellten Entkernraten nur für einen Energieeintrag von 3,3 J pro Schlag durch Einzelimpulse gültig sind.

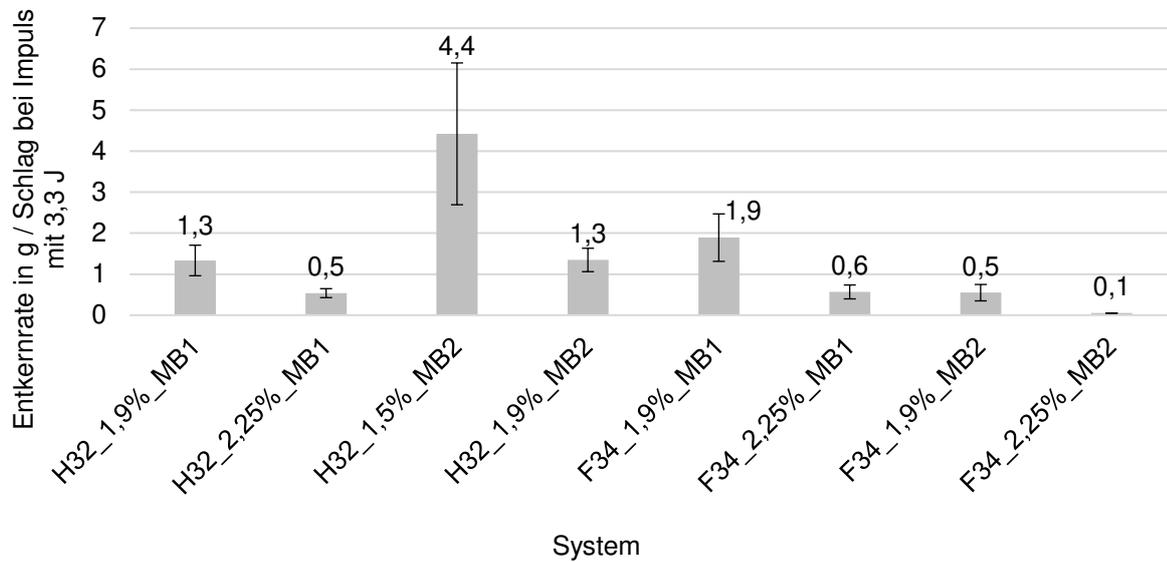


Abbildung 5.14: Entkernraten der Systeme mit Quarzsand als Formgrundstoff im Vergleich

Die mittleren Entkernraten der Systeme H32\_1,9%\_MB1, H32\_1,5%\_MB2 und F34\_2,25%\_MB1 sind wie bereits bei Betrachtung der Gesamtzahl an benötigten Impulsen in Abbildung 5.12 klar differenzierbar. Die Systeme mit Bauxitsand W65 als Formgrundstoff sind hierbei nicht aufgeführt, da diese Systeme bereits nach dem Abguss vollständig entkernt bzw. innerhalb weniger als 20 Schlägen entkernbar waren und damit eine Entkernrate deutlich höher als die hier präsentierten Systeme aufweisen.

Wichtige Erkenntnis aus der Messung des Entkernverhaltens ist neben dem nahezu linearen Gewichtsabbau auch die Beobachtung, dass die Kerne jeweils an den offenen Riegelenden abbauen und im Inneren der Probekörper keine detektierbare Schädigung der Formstoffriegel auftritt. Auch tiefere Untersuchungen mit Prüfkörpern, auf die 20 Impulse aufgebracht wurden und anschließend durch Auffräsen freigelegt wurden, zeigen keine Schädigungserscheinungen im Inneren. Das Entkernen geht somit bei diesem Prüfaufbau und dieser Konfiguration an den offenen Riegelenden von außen nach innen mit nahezu linearer Entkernrate vonstatten und kann somit als stationärer Prozess betrachtet werden.

Zum Vergleich des Entkernverhaltens ist neben der absolut benötigten Zahl an Impulsen und der Messung des Entkernfortschritts und der Entkernrate auch die Charakteristik des ausgeworfenen Sands von Interesse. In Abbildung 5.15 sind Aufnahmen des entkernten Sands

für die Systeme H32\_1,9%\_MB1 a), H32\_2,25%\_MB1 b), F34\_1,9%\_MB1 c) und F34\_2,25%\_MB1 d) im Vergleich dargestellt.

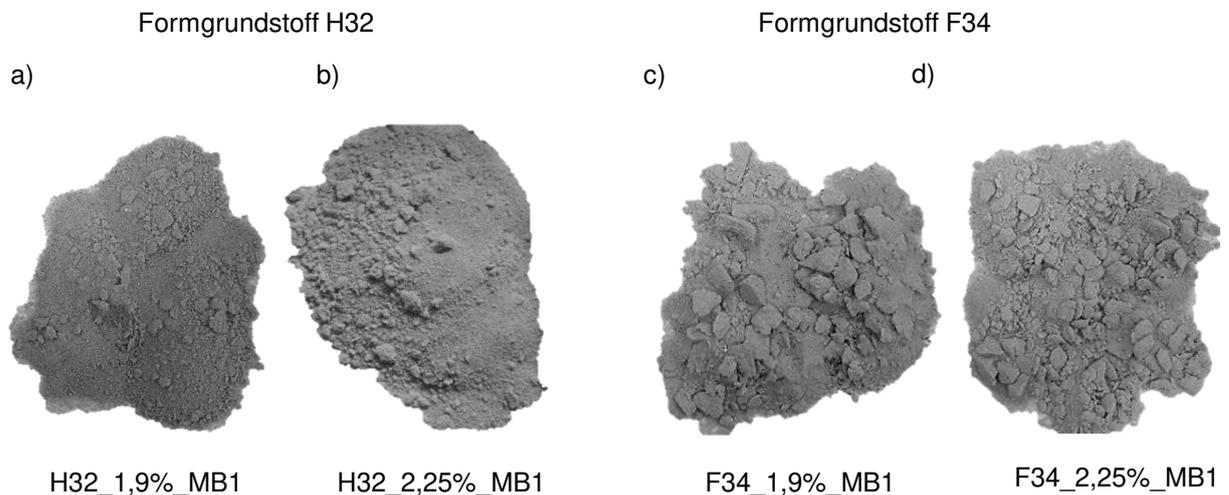


Abbildung 5.15: Aufnahmen von entkerntem Sand der zwei Formgrundstoffe H32 und F34 mit niedrigerem und höherem Binderanteil und gleichem Bindertyp MB1

Der entkernte Sand zeigt in Abhängigkeit des verwendeten Formgrundstoffs ein optisch klar differenzierbares Erscheinungsbild. Während der H32-Quarzsand sowohl bei niedrigerem als auch bei höherem Bindergehalt eine optisch relativ gleichmäßige Größtenverteilung des ausgeworfenen Sands bildet, kommt es beim Zerfall des F34-Quarzsands zu einer vereinzelt Knollenbildung. Neben den sichtbaren Knollen ist auch ein hoher Feinanteil erkennbar. Dieser Effekt zeigt sich sowohl bei einem Bindergehalt von 1,9 % als auch bei 2,25 % Binderanteil.

Zur Beschreibung des Entkernverhaltens mit dem virtuellen Zwillings wird das Simulationsmodell aus Kapitel 5.4 als Ausgangsbasis verwendet und ein einzelner Schlagimpuls wird linear elastisch als Randbedingung auf den Prüfkörper aufgebracht. Alle Spannungszustände im Kern werden ausgelesen und es wird überprüft, ab wann ein Element die DP-Versagensgerade überschreitet. In Abbildung 5.16a sind die Spannungszustände in einem p-q-Diagramm und in Abbildung 5.16b sind schematisch die Elemente, deren Spannungszustand die Versagensgerade überschreitet, markiert. Diese Elemente werden als entkernt angesehen.

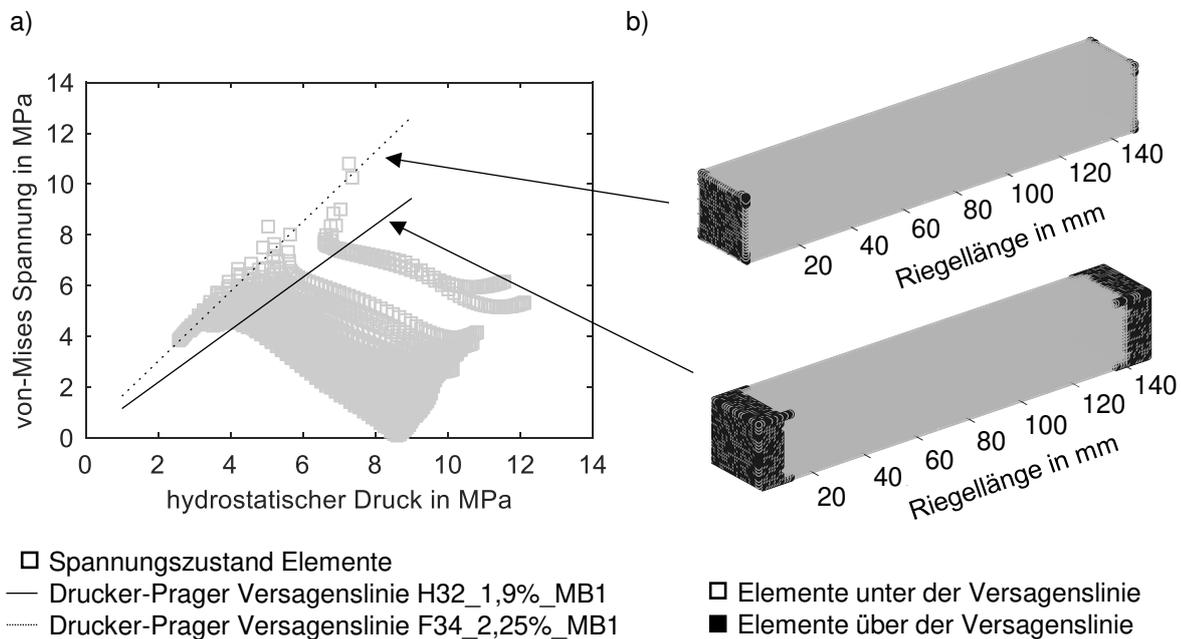


Abbildung 5.16: Darstellung der Spannungszustände der Elemente in Sandkern a) und Sandkerngeometrie mit Kennzeichnung der Elemente, welche die Versagensgerade überschritten haben in Abhängigkeit von Reibungswinkel und Kohäsion b)

Betrachtet werden im Besonderen die beiden genauer untersuchten Systeme F34\_2,25%\_MB1 und H32\_1,9%\_MB1 mit den experimentell ermittelten Kohäsionen von 0,12 MPa für System H32\_1,9%\_MB1 und von 0,27 MPa für System F34\_2,25%\_MB1 sowie den Reibungswinkeln von  $46^\circ$  für System H32\_1,9%\_MB1 und  $54^\circ$  für System F34\_2,25%\_MB1. Es zeigt sich, dass das qualitative Verhalten aus den experimentellen Untersuchungen bestätigt wird. Auch im virtuellen Modell versagen nur Elemente am Rand des Probekörpers. Bei System H32\_1,9%\_MB1 werden nach einem Impuls 21 187 Elemente zerstört, wohingegen bei System F34\_2,25%\_MB1 nach einem Impuls 12 216 Elemente zerstört werden. Das Verhältnis der benötigten Anzahl an Schlägen ist bei den experimentellen Versuchen 2,3. Im virtuellen Modell liegt dieses Verhältnis bei 1,7. Prinzipiell liegen die Verhältnisse des Entkernfortschritts sowohl im physikalischen Experiment als auch in der Simulation in der gleichen Größenordnung.

Weiter zeigt das phänomenologische simulative Entkernverhalten, dass die Verwendung von Solid-Elementen für den hier vorliegenden Fall legitim ist, da das Kernversagen lediglich am Rand des Kerns voranschreitet.

Hierbei sei darauf hingewiesen, dass für die qualitativen Untersuchungen keine Korrektur der ertragbaren Festigkeiten hinsichtlich des belasteten Volumens zur Berücksichtigung der Bruchwahrscheinlichkeiten, vgl. Lechner et al. (2018), durchgeführt wurden. Dies ist für den Fokus der qualitativen Betrachtung in diesem Rahmen auch legitim. Für eine quantitative Validierung der Ergebnisse müssten effektive Volumina der Prüfkörper und unterschiedliche vorherrschende Belastungszustände auch in der Simulation berücksichtigt werden. Die Berücksichtigung dieser Effekte ist rechnerisch sehr aufwändig und für die hier vorliegende Zielstellung der virtuellen Absicherung relativer Tendenzen bei Variation einzelner Parameter des Sand-Binder-Systems sind absolute Bruchspannungswerte nicht notwendig.

## 5.7 Korrelationen und Modellbildung

Damit die gewonnenen Erkenntnisse der vorhergehenden Kapitel besser zueinander ins Verhältnis gebracht und bezüglich Einflussgrößen untersucht werden können, werden die bereits beschriebenen Ergebnisse in diesem Kapitel in Beziehung zueinander gesetzt. Dies bildet die Grundlage, sodass aus den experimentellen Ergebnissen eine makroskopische Modellbildung für das Entkernverhalten verschiedener Sand-Binder-Systeme und deren Einflussgrößen abgeleitet werden kann.

In Abbildung 5.17a ist die Biegefestigkeit der Sandprüfkörper im Rohzustand über der Bindermenge aufgetragen. Die eingetragenen Messpunkte sind dabei entsprechend des zugrundeliegenden Formgrundstoffs differenzierbar. Wie bereits in Kapitel 5.5 dargestellt, zeigt sich dabei ein Trend hin zu höheren Festigkeiten bei Erhöhung des Binderanteils. Weiter kann gezeigt werden, dass bei gleicher eingesetzter Bindermenge in Abhängigkeit des Bindermoduls unterschiedliche Festigkeiten erreicht werden. Bei Einsatz eines Bindersystems mit geringerem Modul werden tendenziell höhere Festigkeiten erreicht als bei Einsatz einer vergleichbaren Menge an Binder höheren Moduls.

Bei Betrachtung des Entkernverhaltens in Abhängigkeit der eingesetzten Bindermenge, vgl. Abbildung 5.17b, ist der Trend hin zu einer höheren Anzahl an benötigten Einzelimpulsen zur vollständigen Entkernung mit steigender Bindermenge erkennbar. Eine direkte Vorhersage bezüglich eingesetzter Bindermenge und Entkernbarkeit ist jedoch nicht gegeben.

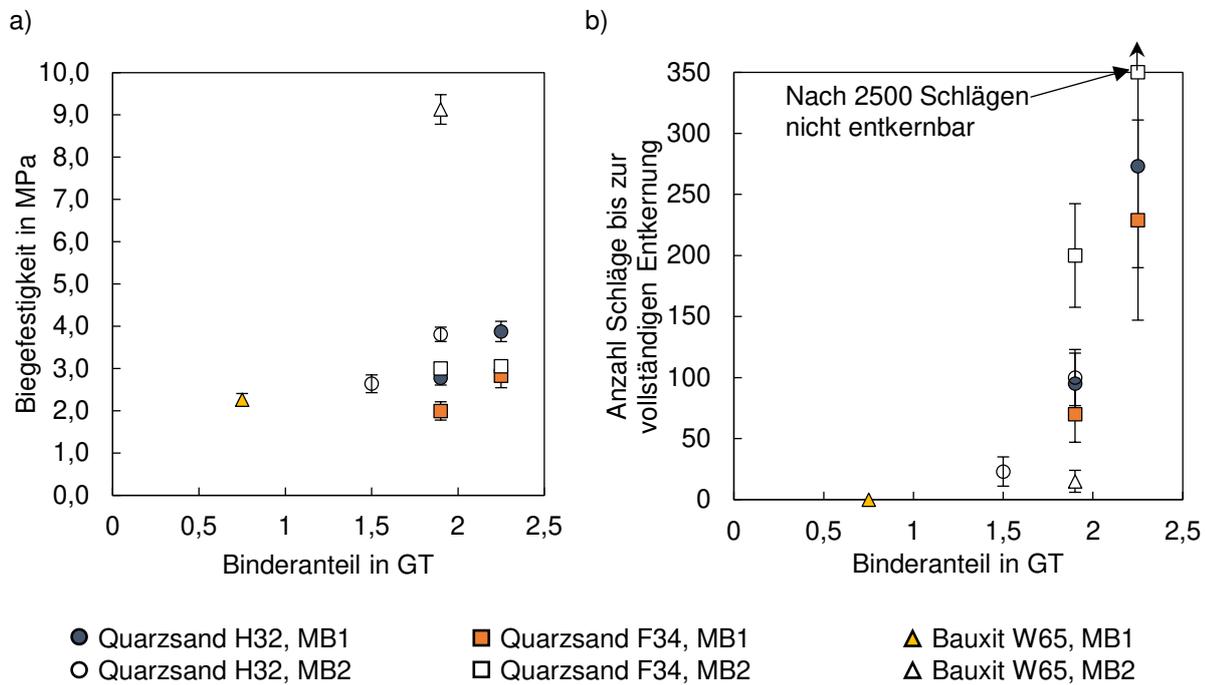


Abbildung 5.17: Korrelation zwischen Biegefestigkeit und Bindermenge in Abhängigkeit des Formgrundstoffs a) und Korrelation zwischen Anzahl benötigter Schläge bis zur vollständigen Entkernung und Bindermenge in Abhängigkeit des Formgrundstoffs b)

In Abbildung 5.18a ist die Korrelation zwischen der Anzahl an benötigten Einzelimpulsen zur vollständigen Entkernung und der Festigkeit der Formstoffriegel im Rohzustand in Abhängigkeit des eingesetzten Formgrundstoffs dargestellt. Es zeigt sich, dass mit höherer Festigkeit der Kerne im Rohzustand tendenziell eine größere Anzahl an benötigten Einzelimpulsen zur Entkernung notwendig ist. Bei differenzierter Betrachtung des Formgrundstoffs ist eine Clusterung erkennbar. Zur detaillierten Betrachtung ist in Abbildung 5.18b ein Ausschnitt aus dem gesamten experimentell untersuchten Versuchsraum vergrößert dargestellt. Dabei wird ersichtlich, dass bei gleicher Ausgangsfestigkeit in Abhängigkeit des Formgrundstoffs deutlich unterscheidbare Entkernergebnisse erzielt werden können. Weiter ist eine klare Differenzierung zwischen den Formgrundstoffen erkennbar. Innerhalb der Formgrundstoff-Cluster ist wiederum eine Differenzierung aufgrund des eingesetzten Bindersystems möglich.

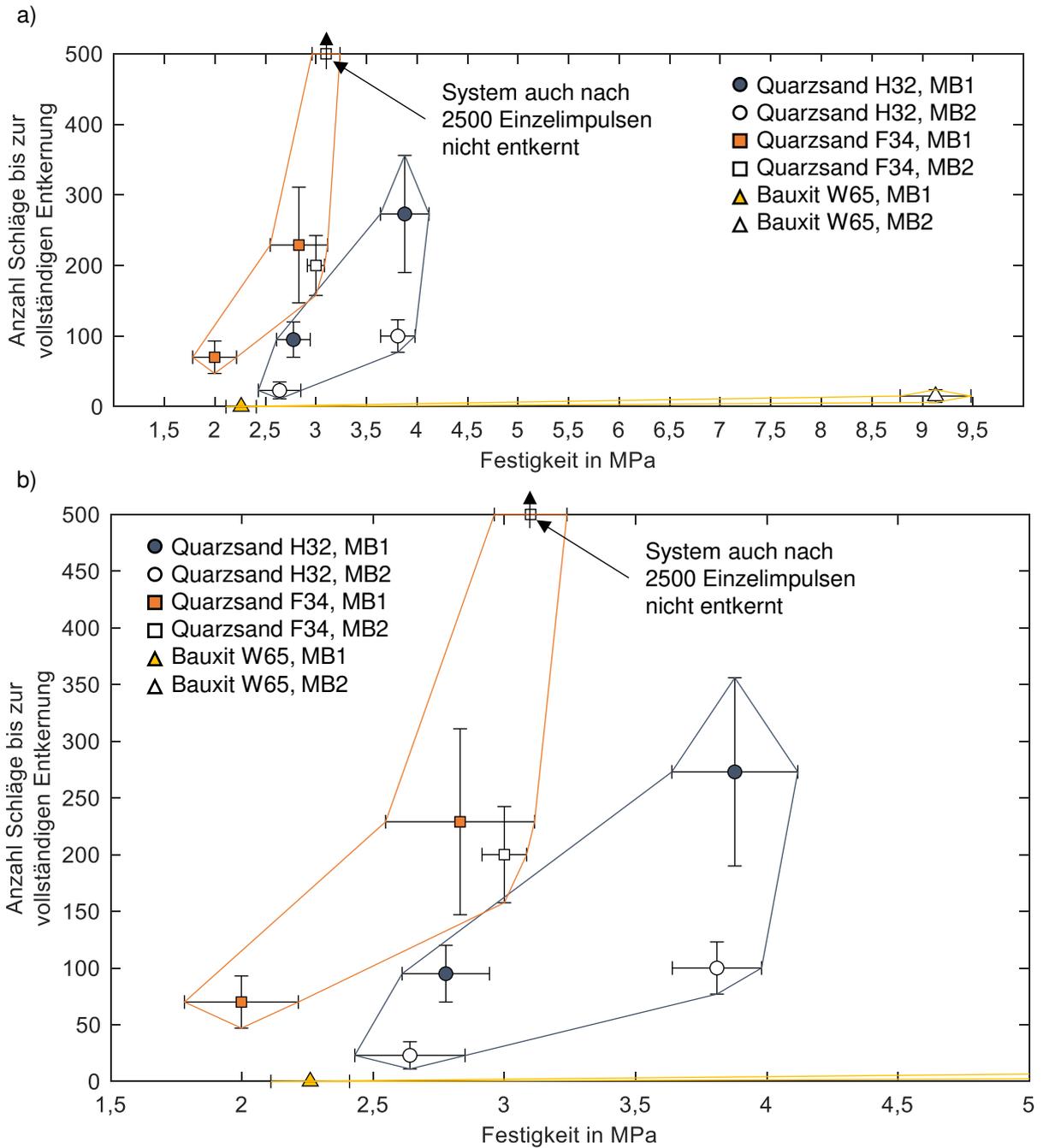


Abbildung 5.18: Korrelation zwischen Anzahl benötigter Schläge bis zur vollständigen Entkernung und Festigkeit des Kerns im Rohzustand in Abhängigkeit des Formgrundstoffs a) und Detailaufnahme mit eingezeichneten Prozessfenstern anhand derer die Formgrundstoffe geclustert werden b)

Generell zeigt sich bei dieser Darstellung, dass Versuchskörper mit Formgrundstoff F34 bei vergleichbaren Festigkeiten im Vergleich zu Versuchskörpern mit Formgrundstoff H32 eine

größere Anzahl an Schlägen bis zur vollständigen Entkernung benötigen. Weiter wird deutlich, dass bei nahezu gleicher Ausgangsfestigkeit von ca. 3 MPa und gleichem Formgrundstoff (Quarzsand F34), aber unterschiedlicher Bindermenge Systeme erzeugt werden können, die bereits nach 200 Schlägen (F34\_1,9%\_MB2) entkernt sind. Dagegen kann das vergleichbare System mit 2,25 % Binderanteil (F34\_2,25%\_MB2) auch nach 2500 Schlägen bei gleichem Energieeintrag durch den Impulshammer nicht mehr entkernt werden. Konkret bedeutet das, dass Systeme mit Quarzsand F34 bei gleicher Bindermenge wie Systeme mit Quarzsand H32 eine niedrigere Festigkeit im Rohzustand haben, sich aber schlechter entkernen lassen. Die Systeme mit Bauxitsand W65 lassen sich trotz deutlich höherer Festigkeiten im Ausgangszustand vergleichsweise sehr gut entkernen. Weiter kann in Abbildung 5.18 erkannt werden, dass bei gleichbleibender Entkernenergie eine Grenzfestigkeit definiert werden kann, ab der in Abhängigkeit des zugrundeliegenden Formstoffsystems kein Entkernfortschritt mehr generiert werden kann.

Bei gleicher Festigkeit im Rohzustand zeigen Systeme mit gleichem Formgrundstoff in Abhängigkeit des Binderanteils ein unterschiedliches Entkernverhalten. Bei gleicher Rohfestigkeit und Formgrundstoff lassen sich Formstoffsysteme mit mehr Binderanteil schlechter entkernen, vgl. System H32\_1,9%\_MB2 mit 100 Schlägen zu System H32\_2,25%\_MB1 mit einer mittleren Anzahl von 273 Schlägen.

Die Korrelation zwischen der gemessenen Festigkeit der Biegeiegel nach dem Abguss und dem Entkernverhalten ist für die beiden nach dem Abguss vermessenen Systeme H32\_1,9%\_MB1 und F34\_2,25%\_MB1 in Abbildung 5.19 visualisiert.

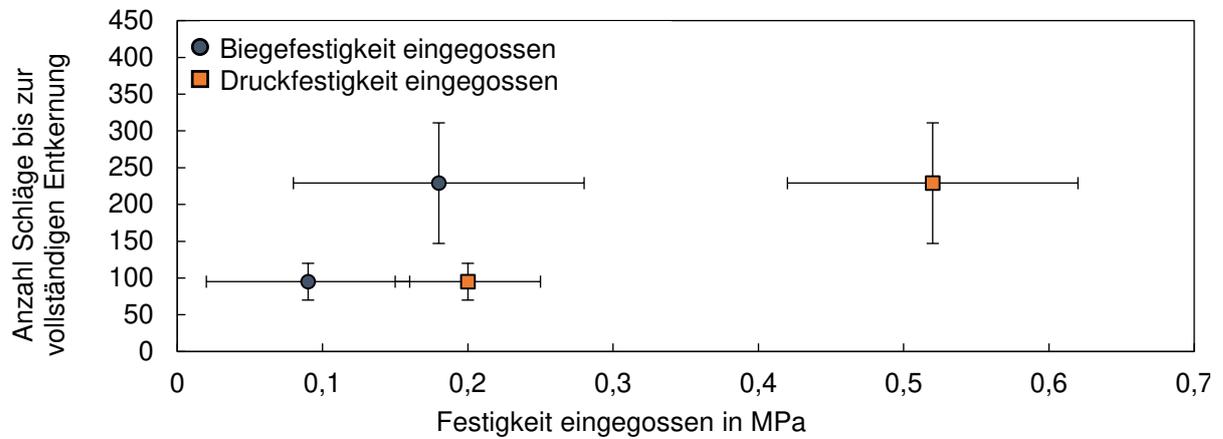


Abbildung 5.19: Anzahl benötigter Schläge bis zur vollständigen Entkernung in Abhängigkeit der 3-Punkt-Biegefestigkeit und der Druckfestigkeit nach Auffräsen aus eingegossenem Prüfkörper

Eine direkte Korrelation sowohl bei Betrachtung der Biege- als auch bei Betrachtung der Druckfestigkeiten zwischen Festigkeiten und Entkernverhalten ist detektierbar. Insbesondere für die Druckfestigkeit ist trotz statistischer Streuungen eine klare Abhängigkeit erkennbar. Je höher die Druckfestigkeit, desto mehr Schläge werden zur vollständigen Entkernung benötigt.

Weiter können die ermittelten mechanischen Messwerte für die eingegossenen Proben wie innerer Reibungswinkel und Kohäsion in Korrelation zur benötigten Anzahl an Einzelimpulsen zur vollständigen Entkernung gesetzt werden. Diese Korrelationen werden in Abbildung 5.20 dargestellt.

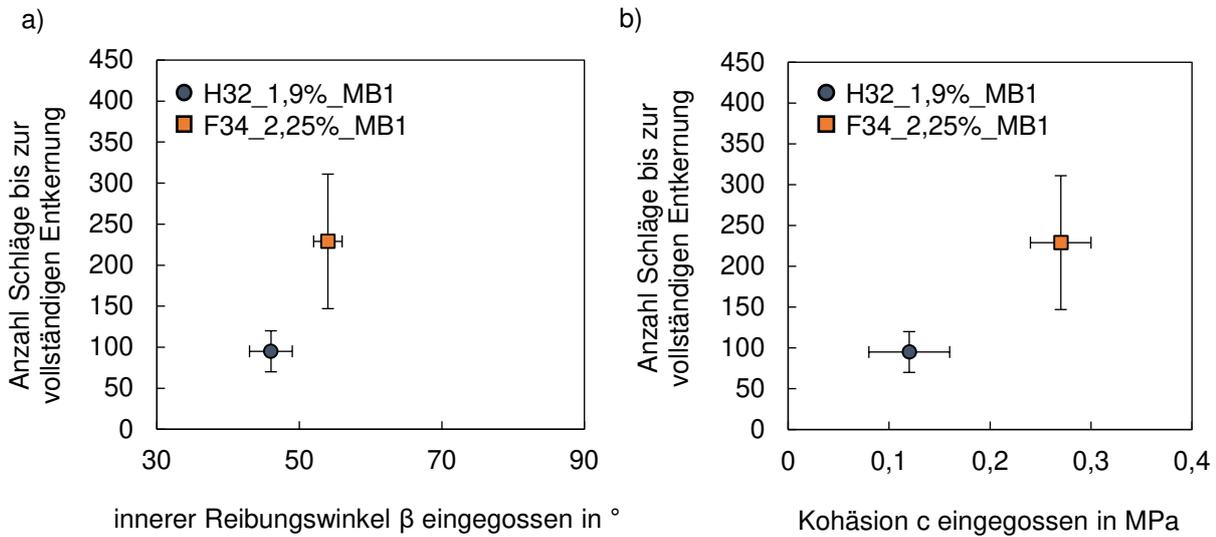


Abbildung 5.20: Anzahl an benötigten Einzelimpulsen zur vollständigen Entkernung in Abhängigkeit des inneren Reibungswinkels a) und der Kohäsion b) für die nach dem Eingießen vermessenen Systeme H32\_1,9%\_MB1 und F34\_2,25%\_MB1

Dabei zeigt sich der Zusammenhang, dass sowohl ein größerer Winkel der inneren Reibung als auch eine größere Kohäsion zu einem schlechteren Entkernverhalten führen.

Aufgrund des sehr hohen experimentellen Aufwands sind nur zwei Stützpunkte für inneren Reibungswinkel und Kohäsion für die eingegossenen Proben verfügbar und die beiden Kenngrößen und deren Einfluss auf das Entkernverhalten nicht isolierbar. Durch Einsatz der virtuellen Entkernsimulation sind der qualitative Einfluss des Reibungswinkels und der Kohäsion aber ohne weiteren experimentellen Aufwand beliebig variierbar. In Abbildung 5.21 ist der Einfluss des inneren Reibungswinkels und der Kohäsion auf das Entkernverhalten und deren Kombination dargestellt.

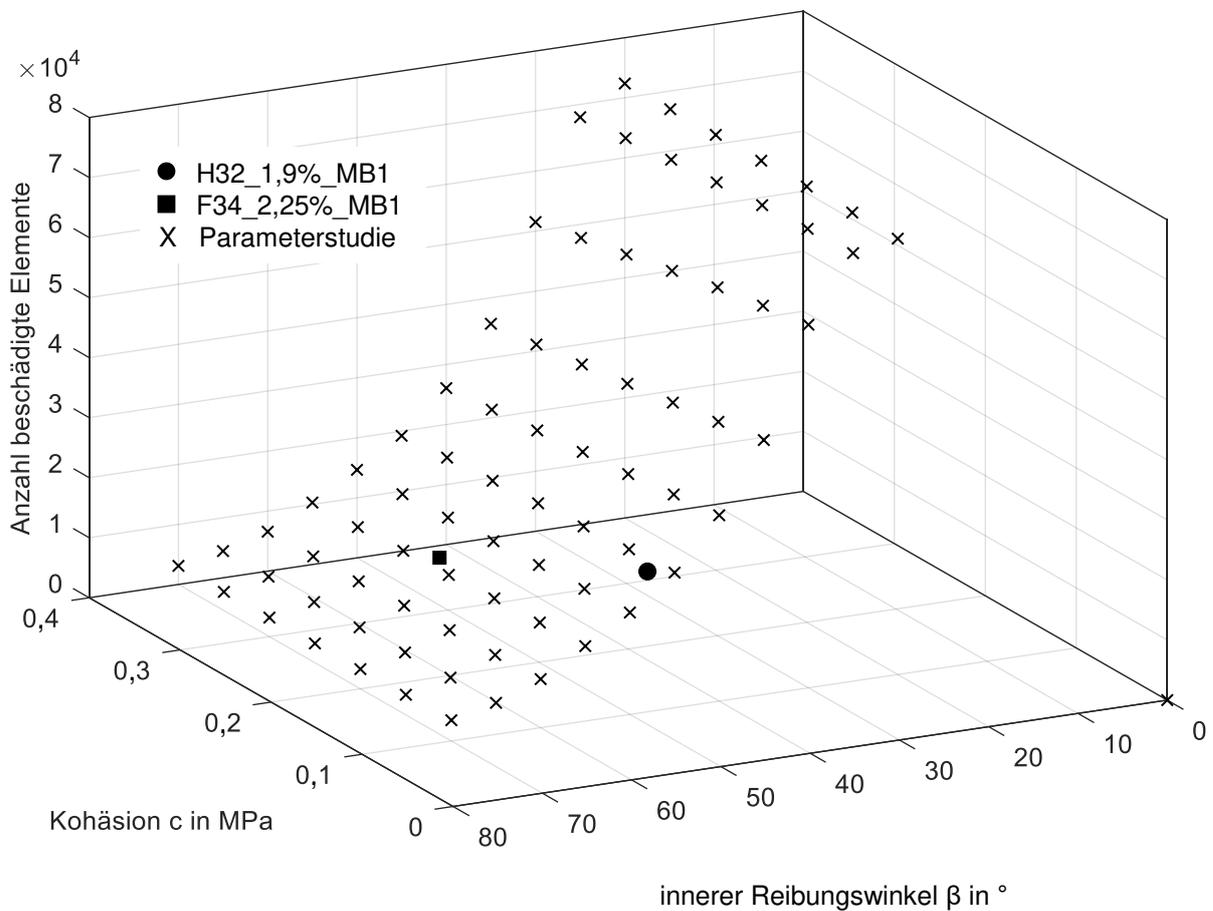


Abbildung 5.21: Isolierte Betrachtung des Einflusses durch den Reibungswinkel und die Kohäsion durch Einsatz von virtuellen Modellen auf die Anzahl beschädigter Elemente pro Einzelimpuls mit 3,3 J

Es zeigt sich, dass mit abnehmender Kohäsion und mit abnehmendem Reibungswinkel jeweils mehr Elemente beschädigt werden. Auf den Entkernprozess übertragen bedeutet das, dass sich Formstoffsysteme mit niedrigerem Reibungswinkel und niedrigerer Kohäsion besser entkernen lassen. Der Einfluss des Reibungswinkels ist nach Abbildung 5.21 dabei signifikant dominanter als der Einfluss der Kohäsion.

Zur qualitativen Bewertung der Einflussgrößen durch Formgrundstoff und Bindersystem auf das Entkernverhalten rein aus den experimentellen Ergebnissen werden in Tabelle 5.5 die charakteristischen Unterschiede der zwei vollständig untersuchten Systeme H32\_1,9%\_MB1 und F34\_2,25%\_MB1 nochmal zusammenfassend gegenübergestellt.

Tabelle 5.5: Vergleich zwischen den zwei vollständig untersuchten Systemen H32\_1,9%\_MB1 und F34\_2,25%\_MB1 (Legende: + größer, - kleiner, = gleich)

Bezeichnung		H32_1,9%_MB1	F34_2,25%_MB1
<b>Formgrundstoff</b>			
	mittlerer Korndurchmesser	+	-
	Symmetrie	=	=
	Masse Sandkorn (Annahme: Kugelform)	+	-
<b>Bindersystem</b>			
	Bindertyp	=	=
	Bindermodul	=	=
	Bindermenge in GT	-	+
<b>Festigkeitsverhalten</b>			
	Kohäsion im Rohzustand	=	=
	Reibungswinkel im Rohzustand	=	=
	Kohäsion nach Abguss	-	+
	Reibungswinkel nach Abguss	-	+
<b>Entkernverhalten</b>			
	Anzahl notwendiger Einzelimpulse für vollständige Entkernung	-	+

## **6 Validierung und industrielle Anwendung**

Zur Übertragung und Validierung der gewonnenen Erkenntnisse wird die im Rahmen dieser Arbeit vorgestellte Methodik auf drei Validierungsvarianten angewendet. Zum einen wird für ein unbekanntes Bindersystem bei bekanntem Modul, Bindermenge und Formgrundstoff die notwendige Anzahl an Schlägen bis zur vollständigen Entkernung eines eingegossenen Biegeriegels vorhergesagt, vgl. Kapitel 6.1. Weiter werden die Erkenntnisse in Kapitel 6.2 überprüft, inwiefern sie sich auf eine angepasste Sieblinie des Formgrundstoffs übertragen lassen. In Kapitel 6.3 wird die Methodik auf eine komplexe Geometrie eines Pumpengehäuses mit Kern angewendet.

### **6.1 Validierung an unbekanntem Bindersystem**

Validiert wird an Proben mit zwei unbekanntem Bindersystemen, genannt Entwicklungsbinder 1 (EB1) und Entwicklungsbinder 2 (EB2). Als Formgrundstoff wird Quarzsand H32 verwendet. Die beiden Systeme werden auf eine Biegefestigkeit von 2,8 MPa im Rohzustand ausgelegt. Dafür werden von EB1 1,5 % Binder und für das System mit EB2 1,25 % Binder benötigt. Der Modul der beiden Binder ist vergleichbar mit dem des Modellbinders 2. Die Bezeichnung der beiden Systeme nach Nomenklatur ergibt sich zu H32\_1,5%\_EB1 und H32\_1,25%\_EB2.

Die Vorhersage nach Abbildung 6.4b durch Bildung eines Schnittpunkts zwischen den zwei Mittelwerten der H32-Stützpunkte und der gemessenen Festigkeit im Rohzustand von 2,7 MPa ergibt eine mittlere Schlagzahl von ca. 55 Schlägen für System H32\_1,5%\_EB1 sowie für H32\_1,25%\_EB2, vgl. Abbildung 6.1.

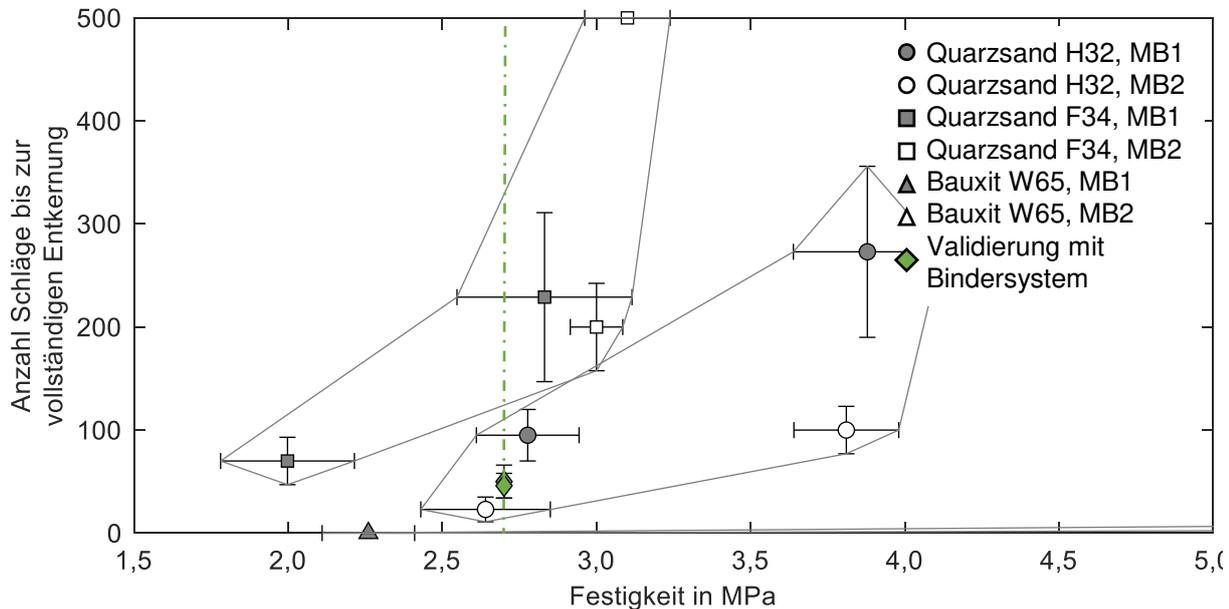


Abbildung 6.1: Vorhersage des zu erwartenden Entkernverhaltens ausgehend von gemessener Festigkeit der Kerne im Rohzustand und experimentell benötigte Anzahl an Einzelschlägen zur vollständigen Entkernung der Probekörper

Die experimentellen Entkernversuche ergeben für System H32\_1,5%\_EB1 eine mittlere Anzahl von  $50 \pm 16$  Einzelschlägen und für System H32\_1,25%\_EB2 eine mittlere Anzahl an benötigten Impulsen von  $46 \pm 12$  Einzelschlägen. Für die experimentellen Untersuchungen werden jeweils 24 Probekörper entkern.

Der Erwartungswert für das Entkernverhalten aus dem entwickelten Modell ist in guter Übereinstimmung mit dem experimentell ermittelten Entkernergebnis. Bezüglich des zu erwartenden Entkernverhaltens bei Verwendung zweier unbekannter anorganischer Bindersysteme ist das entwickelte Modell damit valide.

## 6.2 Validierung an angepasster Sieblinie

Zur Untersuchung des Einflusses der Korngeometrie des Formgrundstoffs werden aus fünf Lagerstätten in Deutschland Sande auf eine H32-Sieblinie gesiebt. In Abbildung 6.2 sind sowohl die originale H32-Sieblinie als auch die angepassten Sieblinien der untersuchten Sande übereinandergelegt dargestellt. Es zeigt sich, dass die angepassten Systeme eine Häufigkeitsverteilung überdeckend mit der originalen H32-Quarzsand Sieblinie aufweisen. Die mittleren Korngrößen liegen dabei zwischen  $300 \mu\text{m}$  und  $320 \mu\text{m}$ .

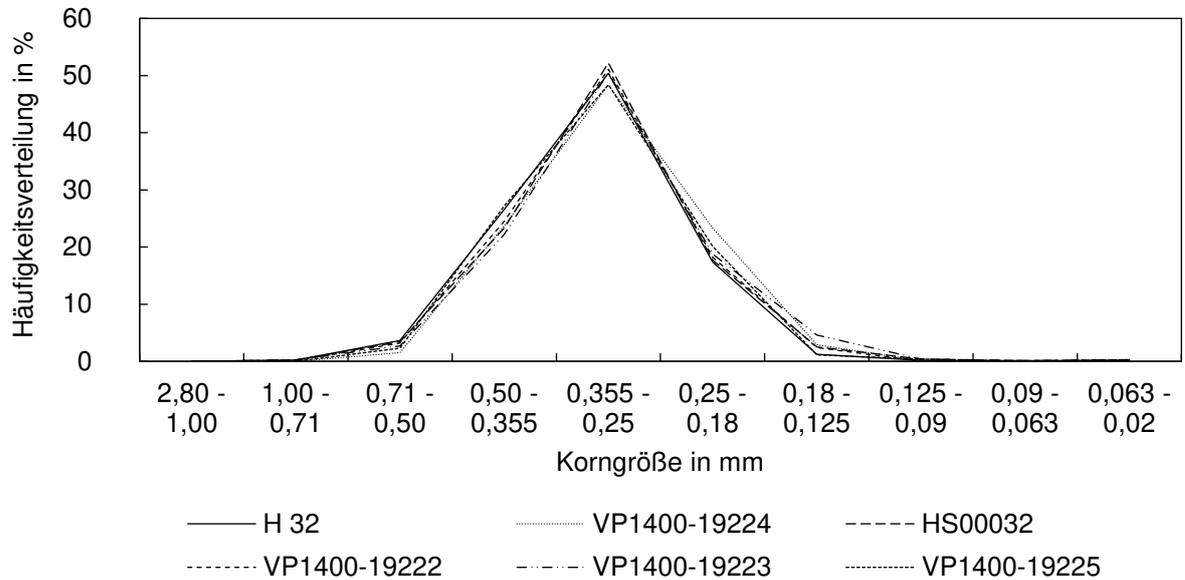


Abbildung 6.2: Sieblinie H32 und angepasste Sieblinien aus fünf Lagerstätten in Deutschland (gemessen mit Camsizer X2, Microtrac Retsch GmbH, Haan, Deutschland)

Die Sand-Binder-Systeme werden durch Variation des Bindergehalts auf eine Rohbiegefestigkeit von ca. 3 MPa eingestellt. Als Formgrundstoff werden Quarzsande aus verschiedenen Sandlagerstätten in Deutschland verwendet, deren Sieblinie auf die eines H32-Sandes angepasst wurde. In Tabelle 6.1 sind die genauen Prozessparameter wie Bindermenge und Festigkeit im Rohzustand der fünf untersuchten Sande dargestellt.

Tabelle 6.1: Untersuchte Sand-Binder-Systeme und benötigte Anzahl an Einzelimpulsen zur vollständigen Entkernung der Prüfkörper

Bezeichnung	VP1400-19224	HS00232	VP1400-19222	VP1400-19223	VP1400-19225
<b>Formgrundstoff</b>	Siebsand aus Gambach	Siebsand aus Haltern	Siebsand aus Frechen	Siebsand aus Hohenbocka	Siebsand aus Weferlingen
<b>Bindertyp</b>	MB1	MB1	MB1	MB1	MB1
<b>Bindermenge in GT</b>	1,9	1,9	1,6	1,65	2,3
<b>Festigkeit in MPa</b>	3	3,2	3,1	2,8	2,7
<b>Anzahl notwendiger Einzelimpulse für vollständige Entkernung</b>	80 ± 17 n = 17	66 ± 11 n = 24	76 ± 13 n = 24	85 ± 17 n = 12	59 ± 14 n = 24

Für die angepassten Sieblinien werden Bindermengen zwischen 1,6 GT und 2,3 GT eingesetzt. Damit ergeben sich Ausgangsfestigkeiten zwischen 2,7 MPa und 3,2 MPa.

Unter Berücksichtigung des ermittelten Prozessfensters für Systeme mit Formgrundstoff Quarzsand H32 ergibt sich eine zu erwartende Schlaganzahl zwischen 20 und 120 Impulsen zur vollständigen Entkernung der Prüfkörper.

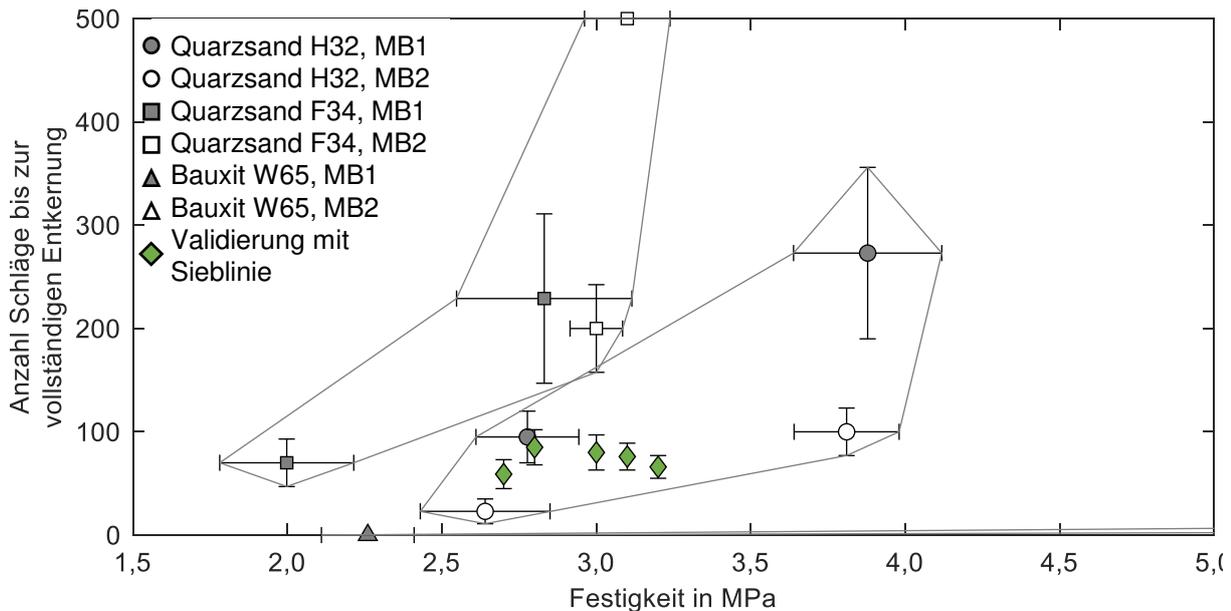


Abbildung 6.3: Vorhersage des zu erwartenden Entkernverhaltens ausgehend von Sieblinie und gemessener Festigkeit der Kerne im Rohzustand und experimentell benötigte Anzahl an Einzelimpulsen zur vollständigen Entkernung der Probekörper

Die Validierungsversuche zeigen deutlich, dass neben der reinen Sieblinie auch geometrische Einflüsse zur Einstellung von Festigkeiten im Rohzustand berücksichtigt werden müssen. Während die Bindermengen zwischen 1,6 % und 2,3 % variieren, korrelieren die Festigkeitswerte zwischen 2,7 MPa und 3,2 MPa bei diesen Versuchen nicht direkt mit der Bindermenge. Nichtsdestotrotz liegen die experimentell ermittelten Ergebnisse für das Entkernverhalten vollständig im Prozessfenster und bestätigen die Modellannahme qualitativ. Hierbei sei erwähnt, dass der Validierungsversuch die Erkenntnis bestätigt, dass das Entkernverhalten maßgeblich durch die Sieblinie des Formgrundstoffs beeinflusst wird. Während Bindergehalte und Festigkeiten im Rohzustand deutlich variieren, so lassen sich alle Systeme mit gleicher Sieblinie mit einer mittleren Anzahl an Einzelimpulsen zwischen minimal 59 und maximal 80 Schlägen vollständig entkern.

### 6.3 Validierung an komplexer Geometrie

In Abbildung 6.4 ist die verwendete Validierungsgeometrie dargestellt. Die Entkernbarkeit dieser Geometrie wird anhand der zwei charakterisierten Materialsysteme H32\_1,9%\_MB1 und F34\_2,25%\_MB1 virtuell vorhergesagt und die Simulationsergebnisse anhand von Realversuchen auf Validität überprüft.

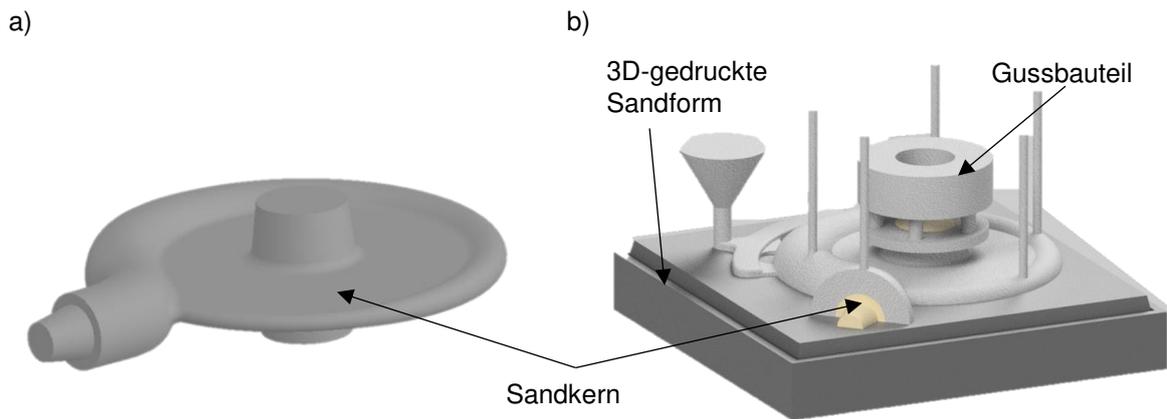


Abbildung 6.4: Kern a) und 3D-gedruckte Sandform mit eingelegtem Kern zur Herstellung der Validierungsgeometrie Pumpengehäuse b)

Die Validierungsversuche werden aus Dimensionsgründen auf dem automatisierten EEK-Prüfstand, vgl. Abbildung 4.7, durchgeführt. Fest eingespannt wird das Pumpengehäuse auf dem Dreibeckenfutter und die Einzelpulse werden auf den Speiser des Gussbauteils aufgebracht. Die mittels Laservibrometrie ermittelten maximalen Geschwindigkeiten liegen bei diesem Versuchsaufbau bei  $0,45 \text{ m s}^{-1}$ . Durch Differenzierung ermittelte Beschleunigungswerte liegen bei maximal  $3661 \text{ m s}^{-2}$ .

Zur Charakterisierung des Entkernverhaltens wird bei den Validierungsversuchen wie auch schon bei den Prüfkörpern mit den eingegossenen Biegeriegeln das Gewicht und die Entkerntiefe an drei definierten Positionen über den Umfang verteilt ins Innere der Pumpengeometrie hinein gemessen. In Abbildung 6.5a sind der Verlauf der Sandfront bei der Entkernung mit Einzelschlägen und die Positionen zur Messung des Entkernfortschritts exemplarisch für System F34\_2,25%\_MB1 dargestellt. Damit im Inneren der Pumpengeometrie gemessen werden kann, muss erst der massive Innenblock des Pumpenkerns vollständig entkernt sein. Entsprechend wird in Abbildung 6.5a als erster Messwert der Zeitpunkt gewählt, an dem der massive Innenblock ausgebrochen ist und eine Messung mittels

Messchieber möglich wird. In Abbildung 6.5b ist der teilentkernte Pumpenkern aus der virtuell nachmodellierten Simulation der Pumpengeometrie für System F34\_2,25%\_MB1 überlagert zu den experimentellen Ergebnissen dargestellt. In Abbildung 6.5c ist der Gewichtsverlauf des Sandkerns für beide untersuchten Systeme in Abhängigkeit der Anzahl an aufgebracht Einzelimpulsen auf das Gussbauteil dargestellt.

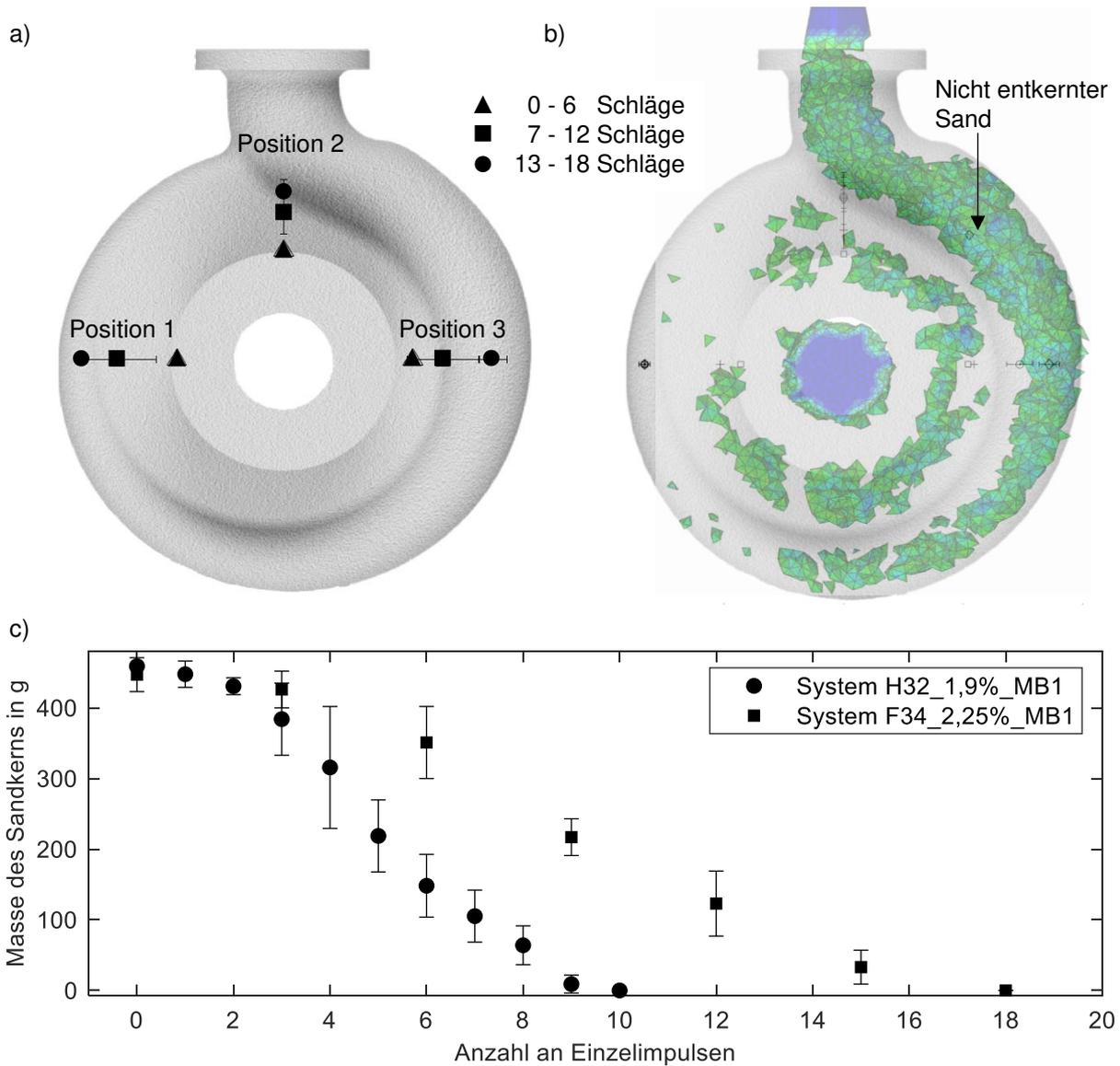


Abbildung 6.5: Verlauf der Sandfront bei der Entkernung mit Einzelschlägen und die Positionen zur Messung des Entkernfortschritts exemplarisch für System F34\_2,25%\_MB1 a) sowie teilentkernter Pumpenkern aus virtuellem Ersatzmodell für System F34\_2,25%\_MB1 b) und Abnahme des Kerngewichts in Abhängigkeit der Anzahl an benötigten Einzelimpulsen c)

Der Entkernvorgang wird abgebrochen, wenn Position 1 vollständig entkernt ist. Für System H32\_1,9%\_MB1 werden dafür durchschnittlich  $9 \pm 0$  Schläge benötigt. Bei System F34\_2,25%\_MB1 ist Position 1 nach  $17 \pm 1$  Schlägen entkernt. Die Werte für System H32\_1,9%\_MB1 kommen aus 4 Versuchen und für System F34\_2,25%\_MB1 werden drei Pumpengehäuse entkernt.

Das Verhältnis der benötigten Anzahl an Schlägen aus den Entkernversuchen mit der Biegeriegelgeometrie zwischen System F34\_2,25%\_MB1 und H32\_1,9%\_MB1 liegt nach Kapitel 5.6 bei einem Mittelwert von 2,3. In den Validierungsversuchen mit der komplexeren Geometrie eines Pumpengehäuses ergibt sich ein Verhältnis von 1,9 zwischen den beiden Systemen. Die anhand der Biegeriegel ermittelten Tendenzen des Entkernverhaltens der beiden unterschiedlichen Sand-Binder-Systeme bestätigen sich qualitativ auch für die komplexere Geometrie. Zu berücksichtigen hierbei ist das deutlich unterschiedliche und innerhalb der Validierungsgeometrie stark variierende Verhältnis aus Gussbauteilwandstärke zu Kernvolumen. Dadurch ergeben sich entsprechend differierende Spannungszustände im Kern sowie unterschiedliche Temperaturbelastungen.

Nichtsdestotrotz kann mit dem virtuellen Ersatzmodell eine qualitativ gültige Vorhersage zu schwerer entkernbaren Bereichen getätigt werden, in denen der Entkernfortschritt im besonderen Maße berücksichtigt werden muss. Insbesondere Position 2 zeigt sowohl im Experiment als auch in der Simulation keine vollständige Entkernung bei der betrachteten Anzahl an Einzelimpulsen.

Es zeigt sich, dass die virtuelle Vorhersage ohne Anpassung der Materialparameter für die entsprechende Geometrie hinsichtlich qualitativer Aussagen geeignet ist. Für eine qualitative Vorhersage bezüglich der Menge an entkerntem Sand pro Schlag müssten sowohl das Aufschumpfverhalten des Gussbauteils auf den Kern als auch Gradienten des mechanischen Verhaltens innerhalb des Sandkerns durch inhomogene Temperaturbelastungen berücksichtigt werden.



## 7 Diskussion

In diesem Kapitel werden die generierten Erkenntnisse und Ergebnisse gegenüber dem Stand der Technik und hinsichtlich ihrer Gültigkeit zur Beantwortung der identifizierten Forschungsfragen diskutiert.

### 7.1 Charakterisierung des Entkernverhaltens anorganisch gebundener Sand-Binder-Systeme mit der Einzelschlag-Entkernmethode

Die Einzelschlag-Entkernmethode (EEM) ist im Vergleich zu den vorgestellten Charakterisierungsmethoden für das Entkernverhalten nach dem Stand der Technik methodisch näher an den industriellen Entkernprozess angelehnt. Die im Stand der Technik beschriebenen Labormethoden wie beispielsweise Messung der Restfestigkeit (Dietert, 1950), Messung der Abriebfestigkeit von temperaturbehandelten Proben (Conev et al., 2017) und Messung des Siebdurchgangs auf einem Rüttelsieb (Deters et al., 2015) haben alle gemein, dass der Einfluss des aufschumpfenden Metalls auf den Sandkern und die damit einhergehende Verfestigung durch Überlagerung von Druckspannungen auf den Sandkern hinsichtlich des Entkernverhaltens nicht abgebildet werden. Weiter werden bei den Methoden mit Temperaturbehandlung im Ofen in einem definierten Zeitintervall die unterschiedlichen Wärmekapazitäten und Wärmeleitungen der Formgrundstoffe nicht berücksichtigt. So kann es beispielsweise passieren, dass ein mit Bauxitsand W65 temperaturbehandelter Prüfkörper aufgrund der niedrigeren Wärmeleitung im Vergleich zu Quarzsand, vgl. Tabelle 2.1, nach der Temperaturbehandlung nicht in vergleichbarem Maße durcherhitzt wurde und somit einen direkten Vergleich der Ergebnisse nicht zulässt. Die Entkernmethode nach Stauder (2018) mittels eines Rüttelprüfstands und Aufnahme des ausgeworfenen Sandgewichts und dem Grundprinzip der Einzelschlagentkernung nach Flemming und Tilch (1993) bildet den industriellen Entkernprozess mit Berücksichtigung von Temperaturregimen und Einfluss der Aufschumpfspannungen schon näher ab. Allerdings ist aufgrund der nicht standardisierten Kerngeometrien kein direkter Übertrag und Vergleich mit mechanischen Kennwerten möglich. Bei der in Stauder (2018) beschriebenen Keilprobe wurde durch Aufbringen eines großen Speiseraufsatzes bereits Augenmerk auf eine vollständige Durcherhitzung des Kerns gelegt, nichtsdestotrotz gibt es keine direkte Korrelation aus mechanischen Eigenschaften der Keilgeometrie und dem Entkernverhalten. Die Geometrie nach Flemming und Tilch (1993) wird nach Abbildung 2.12 so belastet, dass insbesondere der Reibkontakt zwischen Gussbauteil und Sand einen hohen Einfluss hat.

Bei der im Rahmen dieser Arbeit vorgestellten Einzelschlag-Entkernmethode mit eingegossenen standardisierten Biegeriegeln ist eine direkte Korrelation zwischen mechanischen Festigkeiten, Aufschumpfverhalten, Temperatureinfluss und Schlagintensität möglich. Diese Kombination entlang der gesamten Gießerei-Prozesskette ist als Charakterisierungsmethode neuartig und erlaubt eine Standardisierung zur Charakterisierung des Entkernverhaltens, sodass verschiedene Sand-Binder-Systeme direkt vergleichbar werden.

Der Übertrag der gemessenen Geschwindigkeiten und Beschleunigungen an der industriellen Entkernvorrichtung zeigt, dass für die hier untersuchte Geometrie keine Überlagerung von Einzelimpulsen und kein Aufschwingen der Geometrie gemessen wird. Damit kann für diesen Anwendungsfall das Versuchsssetup vom Eingießen bis zum Hämmern sowohl physikalisch als auch produktionstechnisch als realistisch angenommen werden. Im Vergleich zu anderen Autoren ist die eingebrachte Energie direkt kontrollierbar und messbar. Der eingesetzte Biegeriegelkern ist bekannt und in vielen Veröffentlichungen beschrieben und wird von Fachleuten „verstanden“. Durch das Eingießen des zu prüfenden Sand-Binder-Systems kann das Entkernverhalten direkt verglichen werden. Bauxitsand W65 zum Beispiel würde bei einer rein thermischen Behandlung im Ofen ohne zusätzliche Beaufschlagung mit Aufschumpfspannungen nicht in gleichem Maße versagen.

Die virtuelle Nachbildung des Entkernprüfstands zeigt ein vergleichbares Geschwindigkeitsprofil wie die Experimente und kann somit für ein tiefergehendes Verständnis herangezogen und erweitert werden. Weiter kann durch die Versuche mit dem skalierten Einzelschlag-Entkernprüfstand an der Pumpengeometrie gezeigt werden, dass die Methode direkt skalierbar angewendet werden darf und weiter methodisch gültige Ergebnisse liefert.

Industrielle Anwendungen, bei denen beispielsweise durch den Einsatz mehrerer Hämmer eine Überlagerung von Schwingungen und Impulsen identifiziert wird, können anhand der Einzelschlag-Entkernmethode bisher nicht direkt abgebildet werden. Nichtsdestotrotz ist bei Klassifizierung eines Formstoffsystems durch die Einzelschlag-Entkernmethode aber ein Übertrag auf das gesamte Formstoff-Verhalten möglich und das Entkernverhalten in Abhängigkeit unterschiedlicher Spannungszustände im Kern durch das Aufschumpfen des Gussbauteils auf den Kern kann durch variierende Wandstärken des Gussbauteils abgebildet werden. Ebenso können unterschiedliche Abguss- und Lagerbedingungen direkt experimentell untersucht und immer auf den gleichen Grundlagenversuch hin abgestimmt werden.

Die vorgestellte Einzelschlag-Entkernmethode ist aufgrund der langen Prozesskette von der Herstellung der Probekörper über den Abguss bis hin zu den Entkernversuchen durchaus als aufwändiges Verfahren einzustufen. Dadurch ist die Methode in der aktuellen Ausprägung nur

bedingt geeignet für den täglichen Einsatz im industriellen Gießereibetrieb. Für den Laborbetrieb und die Formstoffsystementwicklung kann die Methode aber durchaus ihre Stärken ausspielen und könnte Einzug als Standardverfahren zur Charakterisierung des Entkernverhaltens anorganisch gebundener Formstoffe finden.

## 7.2 Aufschrumpfen des Gussbauteils auf den Kern

Mit dem hookeschen Gesetz  $\sigma = \varepsilon \cdot E$  (Gross & Seelig, 2016, S. 15), das die Spannung  $\sigma$  in Abhängigkeit der Dehnung  $\varepsilon$  und des E-Moduls  $E$  beschreibt, und der Annahme, dass im Formstoff nach dem Abgießen und Abkühlen auf Raumtemperatur der gleiche E-Modul von 7 GPa wie im Rohzustand der Kerne vorliegt, ergibt sich bei den in Kapitel 5.4 gemessenen maximalen Dehnungen von 200  $\mu\text{m}$  eine maximale Druckspannung von bis zu  $\sigma = 14 \text{ MPa}$ . Diese Druckspannung ist um ein Vielfaches größer als die ertragbaren gemessenen Spannungen der freigelegten Riegel. Da die Riegel im eingegossenen Zustand aber nicht versagen, deutet dies auf die Gültigkeit des druckabhängigen Materialmodells hin. Die Belastung auf den Sandkern durch das aufgeschrumpfte Gussbauteil kann somit als stabilisierende Spannung für den Sandkern interpretiert werden. Die Sandriegel würden ohne diese zusätzlichen Druckspannungen wie in Kapitel 5.5 dargestellt bereits bei ca. 0,2 MPa versagen.

Auch in der Literatur wird für Sand-Binder-Systeme aufgrund der Vergleichbarkeit zu Materialien der Gesteins- und Bodenmechanik der Einsatz eines druckabhängigen Materialmodells vorgeschlagen. Eine experimentelle Vermessung der entstehenden Dehnungen durch Aufschrumpfen eines Gussbauteils auf einen Sandkern ist in der Literatur nur bei Galles (2016) dokumentiert. Er beschreibt für seine Untersuchungen an einer Tonnengeometrie Spannungen im Formstoffsystem nach Abkühlen auf Raumtemperatur, die deutlich über den in dieser Arbeit gemessenen Festigkeiten temperaturbehandelter Proben liegen. Da er Tonnengeometrien in Stahl eingießt, andere Materialparameter für seine Simulationen verwendet und somit unterschiedliche Geometrien und Temperaturregime simuliert, sind seine Ergebnisse nicht direkt mit den in dieser Arbeit ermittelten Ergebnissen vergleichbar. Die Tendenz der hohen Druckspannungen durch Aufschrumpfen wird aber bestätigt und legt die Schlussfolgerung nahe, dass Spannungen durch Aufschrumpfen des Gussbauteils auf einen Kern nicht vernachlässigt werden dürfen.

## 7.3 Beschreibung des mechanischen Verhaltens von Sand-Binder-Systemen

Die im Rahmen dieser Arbeit präsentierten mechanischen Ergebnisse zeigen einen signifikanten Unterschied zwischen den ertragbaren Zugspannungen im Vergleich zu den

ertragbaren Druckspannungen der untersuchten Formstoffproben. Dieses Verhalten ist typisch für druckabhängige Medien und kann in Form eines druckabhängigen Materialmodells berücksichtigt werden.

Wie im Stand der Technik dargestellt, gibt es in der Literatur maßgeblich zwei Modelle, die zur Modellierung von Sand-Binder-Systemen verwendet werden. Während Stauder (2018) und Lechner et al. (2021) die Modellierung mit einem Modell nach Mohr-Coulomb beschreiben, verwenden Galles (2016) und Thorborg et al. (2020) das Drucker-Prager Materialmodell. Im Rahmen dieser Arbeit wird der Fokus aufgrund numerischer Vorteile auf letzteres Modell gelegt. Prinzipiell können alle mechanischen Kennwerte aber direkt zwischen beiden Modellen umgerechnet werden.

Im Rahmen dieser Arbeit werden zur Berechnung der Kohäsion  $c$  und des inneren Reibungswinkels  $\beta$  zwei Stützpunkte verwendet. Messergebnisse aus 3-Punkt-Biegeversuchen werden zur Ermittlung eines Stützpunktes im Zugspannungsbereich benutzt. Mit Ergebnissen einachsiger Druckversuche wird der zweite Stützpunkt im Druckbereich definiert. Diese beiden Stützpunkte sind sowohl im Mohr-Coulomb Modell als auch im Drucker-Prager Modell übereinstimmend. Nach Erkenntnis der experimentellen Versuche aus Kapitel 5.6 schreitet der Entkernfortschritt an den hier untersuchten Prüfkörpern am offenen Rand des Biegeriegels, also im Bereich eines ebenen Spannungszustands (plane-stress-Ebene,  $\sigma_3 = 0$ ), voran. In Abbildung 7.1 sind sowohl das Drucker-Prager als auch das Mohr-Coulomb Modell im dreidimensionalen Spannungsraum dargestellt. Weiter sind auch exemplarische Spannungen einzelner Elemente aus einem zu entkernenden Biegeriegel eingezeichnet. Es zeigt sich, dass aufgrund der Übereinstimmung der zwei Stützpunkte in beiden Modellen nur minimale Abweichungen entlang der Versagensfläche der beiden Modelle auftreten. Verglichen mit den experimentell ermittelten Standardabweichungen der Entkernversuche von bis zu maximal 60 % für System W65\_1,9%\_MB2 kann die Ungenauigkeit der Modellierung somit vernachlässigt werden. Im Rahmen dieser Arbeit ist es folglich sinnvoll, das numerisch einfachere Drucker-Prager Modell zu verwenden. Nichtsdestotrotz sind Materialparameter aufgenommen unter verschiedenen hydrostatischen Druckzuständen, insbesondere unter Temperatureinfluss, nicht bekannt und stellen einen weiterführenden Forschungsbedarf dar. Anhand dieser Parameter könnte das vorgestellte DP Modell verfeinert und auch hinsichtlich der Gültigkeit des Verhaltens bei hohen hydrostatischen Drücken validiert werden.

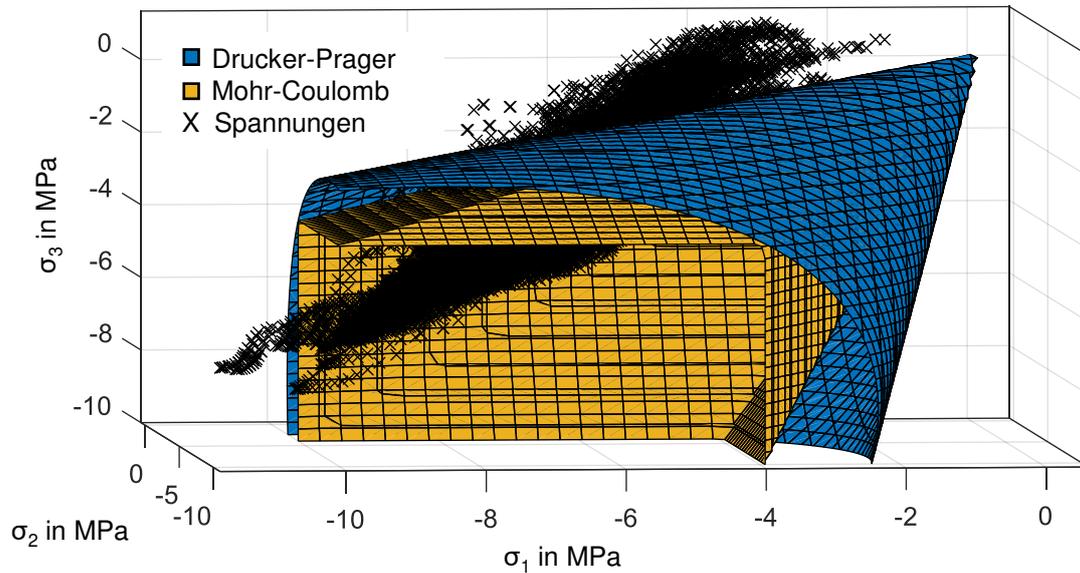


Abbildung 7.1: Vergleich der Fließorte nach Drucker-Prager und Mohr-Coulomb im dreidimensionalen Spannungsraum und simulierte Spannungen eines eingegossenen Biegeriegels während des Entkernprozesses

#### 7.4 Einfluss des Sand-Binder-Systems auf das Entkernverhalten

Im Rahmen dieser Arbeit wurden verschiedene Sand-Binder-Systeme mit variierenden Formgrundstoffen, anorganischen Bindersystemen mit unterschiedlichen Modulen und mit verschiedenen Bindermengen untersucht. Grundlage der Untersuchungen bilden Systeme mit unterschiedlichen Formgrundstoffen, die durch Variation der Bindermenge auf eine gleiche Ausgangsfestigkeit von ca. 2,8 MPa eingestellt wurden. Diese Ausgangsfestigkeit ist ein in der industriellen Anwendung üblicher Richtwert, damit die Kerne Handlingprozesse wie beispielsweise den Transport zwischen Herstellungsort und Lager oder Einlegen der Kerne in die Gussform überstehen. Damit der untersuchte Parameterraum möglichst umfassend untersucht wird, wurden außerdem über Kreuzkorrelationen jeweils für alle Formgrundstoffe sowohl niedrigere als auch höhere Bindermengen und Moduleinflüsse untersucht.

Im Rohzustand zeigen die gemessenen 3-Punkt-Biegefestigkeiten durchwegs Streubalken in der Größenordnung zwischen 3 % und 11 %. Die zugehörigen gemessenen Druckfestigkeiten weisen höhere Streubalken in der Größenordnung zwischen 7 % und 24 % auf. Dieses Verhalten größerer Streubalken bei Druckversuchen ist aus der Literatur bekannt und kann auf die komplexeren Randbedingungen der Krafterleitung beim einachsigen Druckversuch

zurückgeführt werden. Weiter wird in der Literatur oftmals auf größere Prüfkörper zur Messung der Druckspannungen verwiesen, damit Randeffekte durch die flächige Krafteinleitung einen nicht zu großen Einfluss auf den gesamten Prüfkörper haben. Stauder (2018) verwendet als Prüfkörper zur Messung von Druckspannungen beispielsweise Tonnengeometrien mit einer Höhe und einem Durchmesser von 50 mm. Im Rahmen dieser Arbeit wurden zur Ermittlung der Druckfestigkeiten Würfelgeometrien verwendet, die durch Zersägen einer bereits geprüften Biegeriegelprobe hergestellt wurden. Vorteil und Zielsetzung dieses Verfahrens war es, eine direkte Korrelation zwischen Zug- und Druckfestigkeitskennwerten innerhalb eines Prüfkörpers zu erhalten. Es ist bekannt, dass die Aushärtung von anorganisch gebundenen Formstoffen aufgrund ihrer Geometrie variieren kann und somit Festigkeitsunterschiede zwischen kleineren und größeren Prüfkörpern entstehen können. Weiter zeigen Lechner et al. (2018), dass auch Größenskalierungen einen Einfluss auf die Versagenswahrscheinlichkeit von anorganisch gebundenen Formstoffen haben können. Beide Effekte sollen durch Verwendung der kleinen Prüfkörper minimiert werden. Weiter kann durch Verwendung immer derselben Prüfkörper auch sichergestellt werden, dass bei Messung der Festigkeiten durch Temperatureintrag, wie sie im Rahmen dieser Arbeit durchgeführt wurden, sowohl die gemessenen 3-Punkt-Biegefestigkeiten als auch die Druckfestigkeiten an Prüfkörpern aufgenommen werden, die das gleiche Temperaturregime erfahren haben. Wie bei der Aushärtung der Prüfkörper hat auch bei der Durcherhitzung das Probekörper-Volumen einen maßgeblichen Einfluss.

Bei direktem Vergleich der Zug- und Druckfestigkeiten und Darstellung im p-q-Diagramm zeigt sich, dass im Rohzustand alle untersuchten Systeme mit Quarzsand als Formgrundstoff einen gleichen inneren Reibungswinkel von ca.  $56^\circ$  haben. Ein Vergleich mit der Literatur zeigt, dass diese Werte die Erfahrungen von anderen Autoren für den Rohzustand bestätigen. Galles (2016) publiziert einen Winkel von  $55^\circ$ , bei Stauder et al. (2019) werden die Werte nicht direkt aufgelistet, können aus der Veröffentlichung aber auf über  $30^\circ$  abgeschätzt werden.

Bei temperaturbehandelten Proben wurden im Rahmen dieser Untersuchungen in Abhängigkeit des Formgrundstoffs unterschiedliche Reibungswinkel gemessen. Sowohl für Quarzsand H32 als auch für Quarzsand F34 zeigt sich eine Steigerung des Reibungswinkels auf nahezu  $70^\circ$  bei  $750^\circ\text{C}$  Temperatur. Gleichzeitig sinkt die Kohäsion  $c$  nahezu linear auf Werte von unter  $0,5\text{ MPa}$  bei dieser Temperatur. Während Galles (2016) auch bei höheren Temperaturen von einem konstanten Reibungswinkel ausgeht, zeigt sich bei Stauder et al. (2019) auch eine Veränderung des Reibungswinkels nach Temperaturbehandlung des Formstoffs.

Neuartig ist die Vermessung von Proben, die eingegossen wurden und nach Ausfräsen bezüglich ihrer mechanischen Kennwerte vermessen werden. Dabei zeigt sich, dass die inneren Reibungswinkel nach Abkühlen wieder auf Werte zwischen  $46^\circ$  für das System mit Quarzsand H32 und  $54^\circ$  für das System mit Quarzsand F34 ansteigen und damit fast wieder die Reibungswinkel wie im Ausgangszustand erreichen. Auch die Kohäsion steigt wieder leicht, erreicht aber nicht ihre Ausgangswerte. Das Verfestigungsverhalten bei Aufheizen von Formstoffen und Abkühlen ist somit kein reversibler Prozess und muss zur Beschreibung des Entkernverhaltens unbedingt berücksichtigt werden.

Ausgehend von diesen Erkenntnissen kann postuliert werden, dass im Rohzustand die Festigkeiten der Sand-Binder-Systeme maßgeblich durch das Bindersystem charakterisiert werden. Unter Temperatureinfluss wird der Verbund aus Binderbrücken und Formgrundstoff durch unterschiedliche Ausdehnungskoeffizienten geschwächt. Damit fällt die ertragbare Zugfestigkeit in einem höheren Maße als die Druckfestigkeit. Diesen Umstand kann man sich auch bildlich vorstellen bei Betrachtung eines Sandhaufens, der auch ohne Binderbrücken Druckfestigkeiten aufnehmen kann, bei Zug aber nicht zusammenhält. Kühlt das Formstoffsystem dann wieder ab, kann sich der Binder wieder um die Sandkörner anlegen und eine formschlüssige Verbindung ausprägen. Bei sehr runden Körnern wie beispielsweise Bauxitsand W65 ist diese formschlüssige Verbindung durch die glatte Oberfläche und dem „Fehlen“ von Hinterschnitten nicht möglich und der Binder kann nur sehr schlecht wieder an den Formgrundstoff anbinden. Diese Theorie wird durch Erkenntnisse aus der Literatur unterstützt, beispielsweise bei Vaskova und Conev (2019), die bei Proben im Rohzustand Versagen durch Kohäsion und bei Proben nach Temperaturbehandlung vermehrt auch Versagen durch Adhäsion beschreiben.

Weiter zeigen die Erkenntnisse aus den Entkernversuchen einen direkten Einfluss des Formgrundstoffs auf die benötigte Anzahl an Einzelimpulsen zur vollständigen Entkernung der eingegossenen Biegeriegelgeometrien. Dabei lassen sich Prüfkörper mit Formgrundstoff Quarzsand H32 bei gleichem Impulseintrag prinzipiell schneller entkernen als Prüfkörper mit Formgrundstoff Quarzsand F34. Betrachtet man die Unterschiede dieser zwei Formgrundstoffe, so ist maßgeblich der unterschiedliche mittlere Korndurchmesser von  $320\ \mu\text{m}$  bei H32 im Vergleich zu  $200\ \mu\text{m}$  für F43 zu nennen. Legt man in einem Gedankenmodell die Annahme mikropolarer Momente innerhalb der Sand-Binder-Struktur zu Grunde, so werden die Sand-Binder-Systeme durch äußere Anregung, beispielsweise durch einen Impuls eines Entkernhammers, angeregt und die Sandkörner als dominierende Masselemente im System beginnen zu schwingen. In Abhängigkeit von Kornform, Kornsymmetrie und Korndimension können sich dabei unterschiedliche Mikro-Momente ausbilden. Unter Berücksichtigung des

Zusammenhangs  $J = k \cdot m \cdot r^2$  zur Berechnung eines Trägheitsmoments  $J$  mit Geometriefaktor  $k$ , Masse  $m$  und Radius  $r$  zeigt sich ein dominanter quadratischer Einfluss des mittleren Radius auf die Trägheit eines Körpers. Übertragen auf den hier vorliegenden Fall von gebundenen Sandkörnern kann weiter ein Einfluss durch den Geometriefaktor  $k$  in Abhängigkeit der Korngeometrie angenommen werden. Für eine Kugelgeometrie gilt  $k = 0,4$  und bei Annahme einer zylindrischen Korngrundform kann  $k = 0,5$  angesetzt werden. Unter Berücksichtigung der Ergebnisse aus der Vermessung der Sand-Sieblinien nach Kapitel 5.2 zeigt sich somit in allen drei Faktoren zur Berechnung des Trägheitsmoments ein kleinerer Wert für Quarzsand F34 im Vergleich zu Quarzsand H32.

Als zweiter dominierender Faktor zur Beeinflussung des Entkernverhaltens durch das Sand-Binder-System konnte für die im Rahmen dieser Arbeit untersuchten Formstoffsysteme die Bindermenge identifiziert werden. Im Stand der Technik wird allgemein beschrieben, dass Festigkeiten mit zunehmender Bindermenge steigen und dieser Effekt konnte auch im Rahmen dieser Arbeit bestätigt werden. Bei Vergleich zweier Sand-Binder-Systeme mit unterschiedlicher Bindermenge, aber gleichem Bindersystem und Formgrundstoff zeigt sich eine besseres Entkernverhalten für das System mit der geringeren Bindermenge. Bei variierenden Modulen der Bindersysteme ist diese Pauschalisierung aber nicht mehr gültig. Wie bereits im Stand der Technik, vgl. Tabelle 2.3, wird in der Literatur beschrieben, dass bei einem geringeren Modul erhöhte Restfestigkeiten und Abriebfestigkeiten zu erwarten sind. Dieses Erkenntnis deckt sich mit den Versuchen aus dieser Arbeit. Systeme mit Modellbinder 2 benötigten im Vergleich zu Systemen mit vergleichbaren Bindermengen von Modellbinder 1 jeweils mehr Einzelimpulse bis zur vollständigen Entkernung. Dieses Phänomen kann auch anhand der benötigten Bindermengen zur Generierung der Rohfestigkeiten gezeigt werden. Vergleichbare Systeme mit gleichem Formgrundstoff und Bindersystem mit niedrigerem Modul benötigten mengenmäßig weniger Binder, um eine vergleichbare Festigkeit zu erreichen als Systeme mit einem höheren Bindermodul.

Zusammengefasst lassen sich bei isolierter Betrachtung von Festigkeiten im Rohzustand und Entkernverhalten folgende Erkenntnisse festhalten:

- Im Rohzustand haben alle im Rahmen dieser Arbeit untersuchten Systeme mit Formgrundstoff Quarzsand einen vergleichbaren Reibungswinkel von  $55^\circ$ . Im Rohzustand reicht es daher, einen 3-Punkt-Biegeversuch durchzuführen, um das mechanische System zu charakterisieren.
- Bei temperierten Proben divergieren die Reibungswinkel der Formstoffsysteme in Abhängigkeit des Formgrundstoffs auseinander. Systeme mit Quarzsand H32 tendieren

unter Temperatureinfluss zu einem niedrigeren Reibungswinkel als Systeme mit Formgrundstoff Quarzsand F34. Diese Beobachtung ist für die zwei untersuchten Sand-Binder-Systeme im Temperaturbereich bis 600 °C unabhängig von der Bindermenge, vgl. Abbildung 5.10.

- Bei Vergleich von Systemen mit unterschiedlicher Bindermenge und gleichem Formgrundstoff tendieren Systeme mit mehr Binderanteil zu einer höheren Restfestigkeit nach Temperatureintrag und entsprechend zu einer höheren Kohäsion.

## 7.5 Einfluss der Temperatur auf das Sand-Binder-System

In der vorliegenden Arbeit wurden für eingegossene Biegeriegelkörper durch Kopplung von experimentell ermittelten Temperaturkurven und Einsatz der Simulation als Soft-Sensor gezeigt, dass eine vergleichbare Durcherhitzung des gesamten Biegeriegels im Rahmen des Abgießprozesses stattfindet. Damit ist es für die Modellbildung im Rahmen dieser Arbeit gültig, keine Gradienten der mechanischen Eigenschaften innerhalb der Biegeriegel zu berücksichtigen. Für weiterführende Untersuchungen und zur Erhöhung der Genauigkeit muss der Temperatureinfluss auf den Kern aber berücksichtigt werden. Es konnte gezeigt werden, dass die mechanischen Eigenschaften von anorganisch gebundenen Formstoffen in Abhängigkeit des erfahrenen Temperaturregimes deutlich variieren können. Im Rahmen dieser Arbeit wurde eine Methodik entwickelt, anhand derer aus einem Prüfkörper sowohl Zugfestigkeiten als auch Druckfestigkeiten zur Ermittlung temperaturabhängiger p-q-Kurven generiert werden können. Diese Werte bilden die Grundlage für eine genaue Simulation sowohl des Abkühlprozesses als auch der entstehenden Spannungen nach Aufschumpfen des Gussbauteils auf den Kern. Die Größenordnung der gemessenen maximalen Durcherhitzung im Formstoff liegt in einer mit der Literatur vergleichbaren Größenordnung. So beschreibt beispielsweise auch Sobczyk (2008, S. 38ff), dass bei einer Wassermantelgeometrie aufgrund der schlechten Wärmeleitfähigkeit des Formstoffs Temperaturen von ca. 400 °C bis 550 °C im Kern auftreten. Diese Größenordnung deckt sich gut mit den im Rahmen dieser Arbeit gemessenen Temperaturen. Weiter konnte gezeigt werden, dass durch die Überlagerung von Temperatur und Aufschumpfen des Gussbauteils differierende Festigkeiten und Reibungswinkel auftreten als bei isolierter Betrachtung der Kennwerte nach Aufheizen eines Probekörpers im Ofen. Auch der Gradient der Aufheizkurve kann dabei einen Einfluss haben, da beim Eingießen eines Probekörpers eine Durcherhitzung des Formstoffriegels im Bereich von Sekunden stattfindet, wohingegen die Aufheizung im Ofen mehrere Minuten zur Durcherhitzung benötigt.

Bezüglich des temperaturabhängigen Verhaltens des E-Moduls wurde im Rahmen dieser Arbeit auf Literaturwerte von Galles (2016) zurückgegriffen. Im Gegensatz zur Literaturquelle wird im Rahmen dieser Arbeit aber von einem E-Modul von 7 GPa im Rohzustand ausgegangen. Weiter wird von einer reversiblen Entwicklung des E-Moduls ausgegangen, sodass bei Aufheizen eines Sand-Binder-Systems und anschließendem Abkühlen wieder von einem E-Modul von 7 GPa ausgegangen werden kann. Auf eine Ermittlung des temperaturabhängigen E-Moduls aus Spannungs-Dehnungskurven wurde im Rahmen dieser Arbeit bewusst verzichtet und dies wird für zukünftige Untersuchungen auch nicht empfohlen. Aufgrund ausbrechender Sandkörner an den Lastangriffspunkten und der Auflager könnten entsprechend Dehnungen gemessen werden, die tatsächlich keine Dehnung des Formstoffsystems repräsentieren und folglich den E-Modul verfälschen könnten. Empfohlen wird die Aufnahme der temperaturabhängigen Entwicklung des E-Moduls über akustische oder optische Methoden wie es beispielsweise Schneider et al. (2018) und Lechner et al. (2020) für Formstoffe im Rohzustand zeigen.

## **7.6 Mikrostrukturelle Analyse des Materialversagens**

Das unterschiedliche Versagensverhalten in Abhängigkeit der Formgrundstoffe könnte nach den ermittelten Erkenntnissen im Rahmen dieser Arbeit anhand entstehender Mikro-Momente erklärt werden. Conev et al. (2017) zeigen in Abriebtests, dass Prüfkörper mit feineren Sanden höhere Scherkräfte als grobsandige Prüfkörper aufnehmen können. Diese Erkenntnis könnte diese Theorie stützen, da durch den größeren Hebelarm zwischen Sandkornschwerpunkt und Sandkornoberfläche grobsandige Prüfkörper höhere Mikro-Momente erfahren als feinsandig gebundene Prüfkörper.

Zur Stützung der These des Versagens durch Trägheit im Vergleich zum Versagen durch Überschreiten der plastischen Fließgrenze des Sandkerns wird das Versagensbild durch die Einzelschlag-Entkernmethode im Vergleich zum auftretenden Versagensbild bei mechanischer Biegung des Aluminium-Prüfkörpers überprüft und in Abbildung 7.2 dargestellt.

a) Versagensbild nach Einzelschlag-Entkernmethode



pyramidenförmiger Ausbruch an Stirnseite

b) Versagensbild bei mechanischer Biegebelastung auf Aluminiummantel



Rissbildung im Sandkern an Stirnseite



Versagen in Riegel-Längsrichtung

Abbildung 7.2: Versagensbild bei aufgefrästem Prüfkörper nach Schlag mit Einzelschlag-Entkernmethode a) und Versagensbild bei mechanischer Biegung des Aluminium-Prüfkörpers b)

Die Überschreitung der plastischen Fließgrenze des Formstoffs in Abbildung 7.2b wird künstlich durch Nachahmung eines 3-Punkt-Biegeversuchs auf einer mechanischen Furnierpresse erzeugt. Die Last wird auf den Aluminiumriegel aufgebracht und dieser wird rein elastisch verformt. Es ist sowohl eine Frontalansicht als auch eine Aufnahme nach Auffräsen des Aluminiumriegels dargestellt.

Es zeigt sich, dass das Versagensbild durch statische Überlastung sich gänzlich vom Versagensbild, wie es in Abbildung 7.2a nach Aufbringen mehrerer Schläge auf dem Einzelschlag-Entkernprüfstand dargestellt ist, unterscheidet. Während beim Einzelschlag-Entkernprüfstand ein pyramidenförmiger Ausbruch an der Stirnseite beobachtbar ist, zeigt sich bei der mechanisch überlasteten Variante eine Rissbildung entlang der neutralen Faser des Riegels. Auch entlang der Längsachse des Sandriegels zeigt sich für beide Varianten ein deutlich differenzierbares Versagensbild. Während der auf dem Einzelschlag-Entkernprüfstand bearbeitete Sandriegel keine Schädigung entlang der Riegellängsachse aufweist, können in Abbildung 7.2b klare Risse quer zur Riegellängsachse erkannt werden. Intuitiv würde man diese bei Beaufschlagung des Riegels mit einer reinen Biegekräft in der Mitte erwarten. Die im Rahmen dieser Untersuchung verwendeten Aluminiumriegel weisen aber, wie für den Gussprozess üblich, keine perfekt planen Auflagerflächen für den 3-Punkt-Biegeversuch auf. Der außermittige Bruch kann daher durch eine Überlagerung der Biegebelastung mit Torsion erklärt werden.

Zur weiteren Untersuchung des Versagensverhaltens und zur Überprüfung der These, dass sich das Sand-Binder-System durch Trägheitseffekte entkernen könnte, kann folgendes mathematisch abstrahiertes Modell erstellt werden: Gedanklich angenommen wird ein Würfel mit Kantenlänge  $l = 10 \text{ mm}$ , Seitenfläche  $A$  und Volumen  $V$ . Der Würfel hat eine Masse  $m$  und eine Dichte  $\rho$ .

Aus der Mechanik ist der triviale Zusammenhang bekannt, dass die Kraft  $F$  linear abhängig von der Masse  $m$  eines Körpers und einer Beschleunigung  $a$  ist (Brandt & Dahmen, 2005, S. 21).

$$F = m \cdot a \quad \text{Formel 7.1}$$

Weiter ist bekannt, dass die Spannung  $\sigma$  durch den Quotient aus Kraft  $F$  und Fläche  $A$  definiert ist (Gross et al., 2018, S. 69):

$$\sigma = \frac{F}{A} \quad \text{Formel 7.2}$$

Die Dichte  $\rho$  kann berechnet werden aus Masse  $m$  und Volumen  $V$  (Brandt & Dahmen, 2005, S. 14):

$$\rho = \frac{m}{V} \quad \text{Formel 7.3}$$

Formt man Formel 7.1 und Formel 7.2 um nach der Kraft  $F$  und setzt diese gleich, so erhält man unter Berücksichtigung des Zusammenhangs aus Formel 7.3 und  $V = A \cdot l$  den Zusammenhang:

$$\sigma = a \cdot \rho \cdot l \quad \text{Formel 7.4}$$

Die Dichte von Sand kann nach Kapitel 5.2 mit  $\rho = 1600 \text{ kg m}^{-3}$  und die Beschleunigung  $a$  nach Kapitel 5.1 mit  $a = 35\,000 \text{ m s}^{-2}$  angenommen werden. Mit angenommener Kantenlänge  $l = 10 \text{ mm}$  ergibt sich daraus eine Spannung von  $\sigma = 0,6 \text{ MPa}$ . Diese Spannung liegt in der Größenordnung der gemessenen ertragbaren Druckspannung der eingegossenen Biegeriegel. Die hier durchgeführte Betrachtung berücksichtigt den hydrostatischen Druck nicht, der den Betrag der ertragbaren Druckspannung erhöhen würde. Das bedeutet, dass mit den gemessenen Beschleunigungen auf dem Probekörper aus Kapitel 5.1 ein Entkernen aufgrund der Trägheit möglich ist, insbesondere an den freien Enden der Probekörper, an denen keine dominierenden

hydrostatischen Drücke auftreten. Diese Theorie wird auch unterstützt durch das im Rahmen dieser Arbeit beobachtete Entkernverhalten mit Sandabbau an den jeweiligen freien Rändern der Prüfriegel mit ebenem Spannungszustand.

Zur detaillierteren Untersuchung des Schwingverhaltens des Sand-Binder-Systems auf Mikro-Ebene werden Probekörper in der Mitte aufgetrennt und auf die entstehende Stirnfläche mit einem Polytec PSV5003D XTRA Laservibrometer (Polytec GmbH, Waldbronn, Deutschland) ein dreidimensionaler Scan über die gesamte Stirnfläche durchgeführt. In Abbildung 7.3a sind die gescannten Messpunkte dargestellt. Angeregt werden die Prüfkörper in negativer z-Richtung über einen skalierbaren automatischen Modalhammer SAM1 (NV Tech Design GmbH, Steinheim, Deutschland), der eine Präzisionsanregung ohne Masseinfluss sicherstellt. Durch die Präzisionsanregung mit bekannter Anregeintensität ist eine Normierung gemessener Geschwindigkeitsamplituden auf die Anregung eines Newton möglich. Ausgewertet wird in y-Richtung. Um Einflüsse durch fertigungsbedingte Wandstärkenungenauigkeiten zu minimieren, werden die ermittelten Amplituden der Sandriegel jeweils mit der maximalen Anregungsamplitude des Aluminiumriegels normiert, vgl. Abbildung 7.3b.

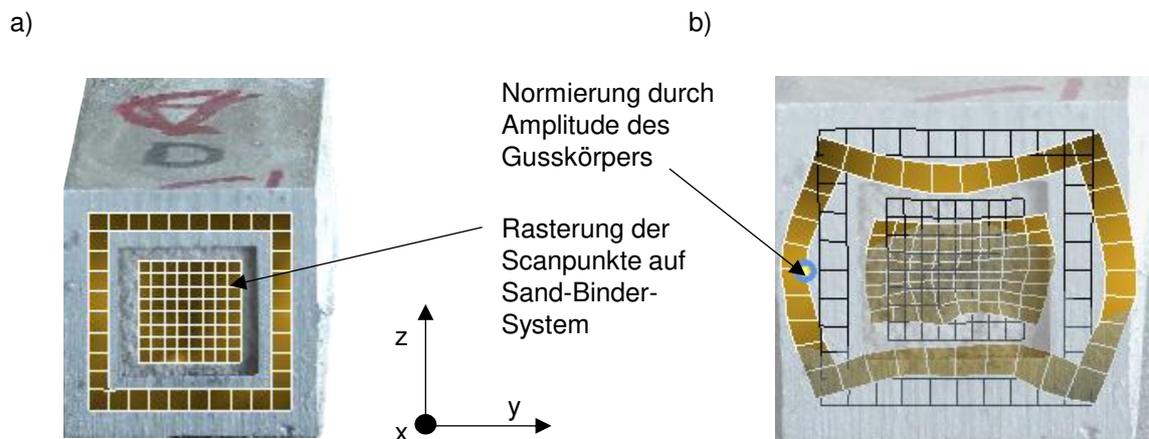


Abbildung 7.3: Gemessene Scanpunkte für 3D-Laservibrometermessung a) und mit skaliertem Auslenkung b) exemplarisch dargestellt für System F34\_2,25%\_MB1

Vergleicht man die Systeme H32\_1,9%\_MB1 und F34\_2,25%\_MB1 und skaliert ihre Anregung, ergibt sich über das gesamte Messfeld gemittelt eine Geschwindigkeit von  $0,48 \pm 0,38 \text{ mm s}^{-1} \text{ N}^{-1}$  für System H32\_1,9%\_MB1 und von  $0,33 \pm 0,19 \text{ mm s}^{-1} \text{ N}^{-1}$  für System F34\_2,25%\_MB1. Die Standardabweichungen über den gesamten Riegel gemittelt zeigen mit über 60 % für System H32\_1,9%\_MB1 Abweichung eine große Streuung. Trotzdem ist eine Klassifizierung der zwei Systeme erkennbar. Es zeigt sich, dass bei identischer Anregung und

gleicher Vorspannung auf den Sandkern durch das Aufschrumpfen des Aluminiummantels eine um Faktor 1,5 differierende Amplitude im Formstoffsystem entsteht. Das bedeutet konkret, dass System H32\_1,9%\_MB1 bei gleicher normierter Anregung eine höhere Schwingungsamplitude als System F34\_2,25\_MB1 erfährt, was wiederum die These des höheren Trägheitsfaktors durch größeren Korndurchmesser und höhere Sandkornmasse bestätigen könnte. Weiter könnte dieser Effekt auf den bekannten und publizierten Effekt zurückzuführen sein, dass der E-Modul von Sand-Binder-Systemen abhängig von der Bindermenge ist (Schneider et al., 2018). Die genauen Zusammenhänge und Korrelationen müssten in statistisch abgesicherten Versuchen weiter untersucht werden. Geht man aber von einem Versagen des Sand-Binder-Systems aufgrund der Überschreitung der plastischen Dehngrenze und Versagen durch Zugspannungen aus, so bestätigt diese Einzelmessung das makroskopisch beobachtete Entkernverhalten. Geht man aufgrund des identischen Bindertyps bei beiden Systemen von einer vergleichbaren plastischen Dehngrenze aus, so würde System H32\_1,9%\_MB1 diese durch höhere Schwingungsamplituden früher erreichen und somit schneller versagen, was sich auch mit den makroskopisch beobachteten Versuchen bestätigen lässt. Die gestellte These, dass lokale Krümmungen und Mikro-Momente für das Versagen des Formstoff-Verbunds verantwortlich sind, könnten anhand systematischer Untersuchungen mit bildgebenden Auswerteverfahren, wie beispielsweise in Hartmann et al. (2018) beschrieben, erweitert werden, um die im Rahmen dieser Arbeit generierten Erkenntnisse zu untermauern. Weiter wird an dieser Stelle in Anlehnung an Macherauch et al. (1973) aus dem Bereich der Eigenspannungen als Impuls für zukünftige Untersuchungen der Begriff des „Overstress“ eingeführt. Bei der Beschreibung von Eigenspannungen werden Eigenspannungen I., II. und III. Art unterschieden. Eigenspannungen von Typ I liegen in der Größenordnung von mm und repräsentieren eine makroskopische Sichtweise. Eigenspannungen von Typ II beziehen sich auf Dimensionen durchschnittlicher Korngrößen und Eigenspannungen des Typs III beziehen sich auf noch geringere Dimensionen. In Abbildung 7.4a sind die verschiedenen Eigenspannungstypen nach Macherauch et al. (1973) exemplarisch dargestellt.

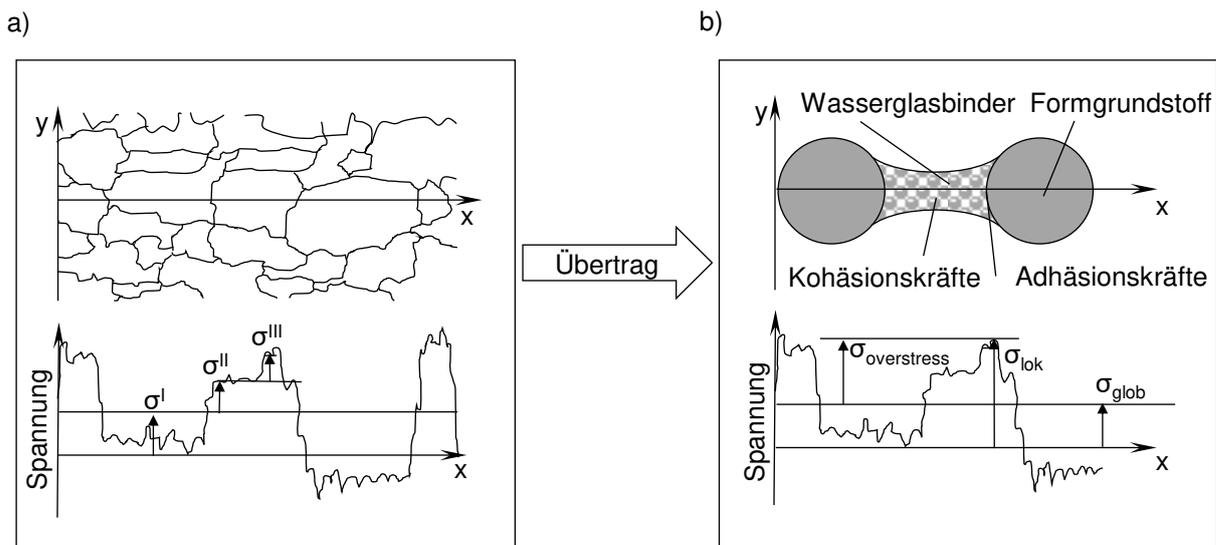


Abbildung 7.4: Definition der verschiedenen Eigenspannungstypen nach Macherauch et al. (1973) schematisch dargestellt a) und abgeleitet daraus die Definition des Begriffs „Overstress“ für Sand-Binder-Systeme auf Mikro-Ebene b)

Übertragen auf die Modellierung von Sand-Binder-Systemen, vgl. Abbildung 7.4b, spiegelt die makroskopisch ermittelte globale Spannung  $\sigma_{glob}$  das makroskopische Versagen wider. Lokal können im Sand-Binder-System aber durchaus unterschiedliche lokale Spannungen  $\sigma_{lok}$  auftreten und zu einer Risseinleitung führen. Der Overstress  $\sigma_{overstress}$  wird definiert durch die Differenz aus lokal auftretender Spannung  $\sigma_{lok}$  und makroskopisch messbarer Spannung  $\sigma_{glob}$  wie im Folgenden mathematisch beschrieben:

$$\sigma_{overstress} = \sigma_{lok} - \sigma_{glob} \quad \text{Formel 7.5}$$

Insbesondere bei spröden Materialien kann eine lokal auftretende Rissinitiierung das makroskopisch beobachtbare Versagen einleiten. Durch den Betrag des Overstress auf mikroskopischer Ebene kann erklärt werden, warum bei gleicher externer makroskopischer Belastung unterschiedliche Entkernverhalten beobachtbar sind. Übertragen auf den hier vorliegenden Fall bedeutet dies, dass der Overstress bei Quarzsand H32 größer ist als bei Quarzsand F34, was zu einem früheren Versagen von mit Quarzsand H32 gebundenen Prüfkörpern führt. Auch lässt sich damit erklären, dass in einem größeren betrachteten Prüfvolumen die Wahrscheinlichkeit des Auftretens eines Overstress-Zustands auf Mikro-Ebene größer ist als in einem kleineren Prüfvolumen. Dieses Gedankenmodell deckt sich auch mit der bekannten volumenabhängigen Versagenswahrscheinlichkeit anorganisch gebundener Sand-Binder-Systeme.

## **7.7 Klassifizierung von Entkernfehlern und Handlungsempfehlungen zur Verbesserung des Entkernverhaltens**

In der Literatur ist neben der bereits erwähnten fehlenden Standardisierung zur Charakterisierung des Entkernverhaltens auf eine vergleichbare Kenngröße auch keine standardisierte Klassifizierung der auftretenden Herausforderungen beim Entkernen vorhanden.

Hiermit wird ausgehend von den im Rahmen dieser Arbeit ermittelten Erkenntnissen ein erster Vorschlag zur Klassifizierung der möglichen auftretenden Herausforderungen beim Entkernprozess geliefert. Auf Grundlage der gewonnenen Erkenntnisse aus dieser Arbeit werden Abhilfemaßnahmen zur Verbesserung des Entkernverhaltens vorgestellt. In Abbildung 7.5 ist die Klassifizierung schematisch dargestellt. Prinzipiell kann nach dem Abguss durch Temperatureintrag und überlagertem Aufschrumpfen des Gussbauteils auf den Kern je nach Sand-Binder-System entweder eine Schwächung bzw. selbständige Entkernung des Formstoff-Verbunds festgestellt werden, beispielsweise bei den Systemen mit Bauxitsand W65 als Formgrundstoff, oder ein nicht selbstentkernendes Verhalten, vgl. Systeme mit Formgrundstoff Quarzsand. Ebenso ist eine Mischform aus beidem Verhalten, eine teilweise selbständige Entkernung, möglich.

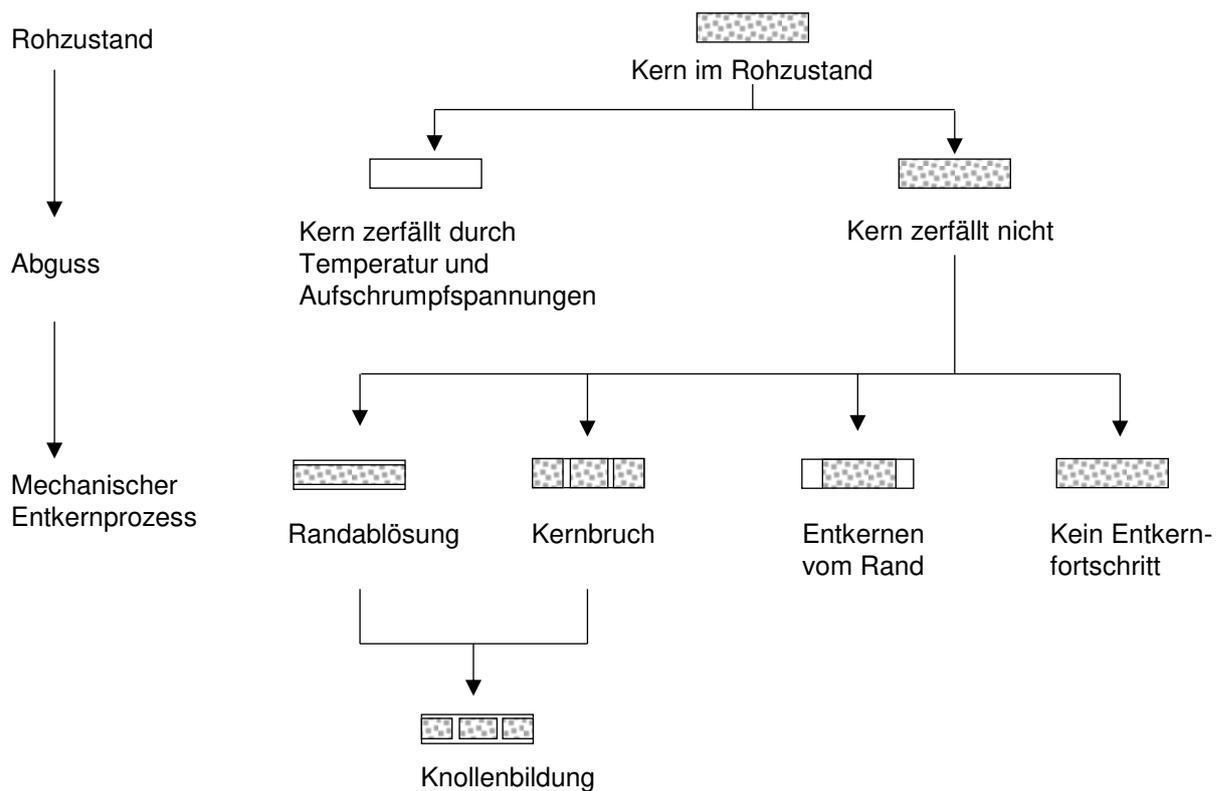


Abbildung 7.5: Vorschlag zur Klassifizierung des Entkernverhaltens

Ist der Sandkern nach dem Abguss noch vollständig im Gussbauteil vorhanden, können mehrere Mechanismen des Entkernverhaltens beobachtet werden. Löst sich während des Entkernprozesses lediglich eine Randschicht des Sandkerns, so kann sich ein Kernfragment bilden, welches keinen festen Kontakt mehr zum Gussbauteil hat und somit durch eine weitere Impulseinleitung durch das Gussbauteil nicht weiter zerkleinert wird. Dies kann beispielsweise bei Sandkernen mit hohem Gradienten der mechanischen Eigenschaften in Folge des Abgusses der Fall sein. Auch bei organisch gebundenen Sand-Binder-Systemen kann der Effekt der Randablösung bei ansonsten unbeschädigtem Kern beobachtet werden. Ist das Kernfragment im Inneren des Gussbauteils größer als eine mögliche Austrittsöffnung, so empfiehlt es sich, dieses durch Anregung mit größerer Amplitude in Schwingung zu versetzen. Durch Anprallen an die Innenwand des Gussbauteils und an andere Kernfragmente kann sich der Kern dann selbständig weiter zerkleinern und es kann zur Entstehung sogenannter Knollen kommen, die sich durch Aneinanderschlagen selbständig weiter zerkleinern.

Eine weitere Möglichkeit ist ein geteilter Kern. Dies kann sowohl durch Überschreiten der plastischen Dehngrenze des Formstoffs während des Entkernprozesses, durch das Aufschumpfen oder aber auch durch den Einsatz verschiedener Kerne herrühren, wie es

beispielsweise im Kernpaketverfahren der Fall sein kann. Bei diesem Fall besteht auch die Gefahr der Knollenbildung, da die Kerne nicht mehr als ein Körper, sondern als mehrere kleinere Sandkörper mit geringerer Masse angeregt werden müssen. Entsprechend bietet sich die gleiche Methodik wie bei der Knollenbildung, das Aufbringen hoher Amplituden zur Energieeinleitung, an.

Der im Rahmen dieser Arbeit meist beobachtete Mechanismus des Entkernens ist der stetige Sandabbau über die freien Kernränder. Für diesen Mechanismus kann durch das Sand-Binder-System und die eingebrachte Impulsamplitude und -frequenz direkt Einfluss auf den Entkernfortschritt genommen werden. Bei Auftreten dieses Mechanismus ist ein nachgelagerter shakeout-Prozess mit geringeren auftretenden Beschleunigungen als im initialen Hammerprozess nicht zielführend, da sich der Verbund aus Gussbauteil und Sandkern als Starrkörper bewegen würde und kein weiterer Kernzerfall zu erwarten wäre.

Der kritischste Entkernfehler dieser Klassifizierung ist im Rahmen dieser Untersuchungen bei System F34\_2,25\_MB2 aufgetreten. Das System zeigte auch nach 2500 Einzelimpulsen auf dem Einzelschlag-Entkernprüfstand keinen Entkernfortschritt und wurde als „nicht entkernbar“ definiert. Dies kann prozesseitig durch Erhöhen der eingebrachten Impulsenergie und werkstoffseitig durch Variation des Sand-Binder-Systems, beispielsweise durch Reduktion des Bindergehalts, verbessert werden. Auf der industrienahen Entkernvorrichtung mit höherer Einzelimpulsenergie lässt sich System F34\_2,25\_MB2 rückstandsfrei entkernen. Für das Verhalten bei Reduktion des Bindergehalts kann beispielhaft System F34\_1,9%\_MB2 herangezogen werden, welches nach einer mittleren Anzahl an benötigten Schlägen von 200 Impulsen vollständig entkernt ist.

Generell lassen sich für alle Klassifizierungen folgende Empfehlungen für gutes Entkernverhalten ableiten:

- Verwendung von Formgrundstoff mit möglichst glatter Oberfläche, damit Bindebrücken sich nach dem Abkühlprozess nicht in Hinterschnitten der Sandkörner verkeilen können und auch die Sandkörner selbst sich nicht verklemmen können
- Verwendung von möglichst asymmetrischem Sand, damit Mikro-Momente im Sand-Binder-System maximal ausgeprägt werden
- Grobkörnige Sieblinien sind zu bevorzugen
- Verwendung von möglichst schwerem Sand

- Einsatz von möglichst wenig Binder
- Bevorzugte Verwendung von Binder mit niedrigerem Modul zur Erreichung hoher Rohfestigkeiten bei geringer Bindermenge
- Verwendung einer möglichst hohen Entkernfrequenz. Im Rahmen dieser Arbeit wurde bei der industrienahen Entkernvorrichtung eine Impulszeit von 40 ms gemessen, wobei die Anregung bereits nach ca. 10 ms vollständig abgeklungen war. Durch Erhöhung der Entkernfrequenz, beispielsweise durch parallel arbeitende und in der Frequenz versetzte weitere Impulshämmer, wäre ein vierfach so schnelles Entkernen ohne ein Aufschwingen des Gussbauteils durch überlagernde Anregungen möglich.
- Möglichst hoher Impulseintrag unterhalb der plastischen Fließgrenze des Gussbauteils



## 8 Zusammenfassung und Ausblick

Im industriellen Prozess des Leichtmetallgießens werden Gießkerne eingesetzt, um Hohlräume wie beispielsweise hochkomplexe und filigrane Kühlstrukturen im Inneren von Gussbauteilen abzubilden. Die eingesetzten Kerne müssen nach dem Gießprozess wieder prozesssicher entfernt werden. Dieser Prozess wird Entkernen genannt. Der Entkernprozess ist bisher stark erfahrungsbasiert und es gab bisher keine validen Modelle zur Vorhersage des Entkernverhaltens bereits in der Engineeringphase neuer Bauteile und Bindersysteme.

Im Rahmen dieser Arbeit wurden entlang der Gießereiprozesskette von der Herstellung der Kerne über den Abguss von Gussbauteilen bis zum Entkernen systematisch Prozesseinflüsse und die Zusammenhänge in Abhängigkeit verschiedener Sand-Binder-Systeme und deren Auswirkung auf das Entkernverhalten untersucht. Weiter wurde im Rahmen dieser Arbeit die digitale Prozesskette vom Abgießen bis zum Entkernprozess vollständig modelliert. Zur Beschreibung des Entkernverhaltens wurde ausgehend vom industriellen Entkernprozess eine neue Methodik zur Charakterisierung des Entkernverhaltens anorganischer Sand-Binder-Systeme entwickelt und methodisch eingesetzt. Dafür wurden Prüfstände entwickelt, anhand derer verschiedene Sand-Binder-Systeme in Bezug auf die Entkernung differenziert werden können.

Zusammengefasst können folgende Erkenntnisse festgehalten werden:

- Die in dieser Arbeit entwickelte Einzelschlag-Entkernmethode bildet den industriellen Entkernprozess in hinreichender Genauigkeit ab und kann zur Charakterisierung des Entkernverhaltens im Labor herangezogen werden. Das Grundprinzip ist dabei skalierbar und erweiterbar. Die gewonnenen Erkenntnisse zeigen erstmals eine Methodik zur durchgängigen Erfassung von Einflussgrößen und deren Auswirkung auf das Entkernverhalten. Daraus können notwendige Parameter für eine Entkernsimulation extrahiert werden. Weiter erlaubt die vorgestellte Methodik erstmals eine ganzheitliche Untersuchung des Entkernprozesses.
- Es konnte gezeigt werden, dass für die im Rahmen dieser Arbeit präsentierten Prüfgeometrien unabhängig von der Sieblinie vergleichbare Aufschumpfspannungen auf den Sandkern durch das bei der Abkühlung kontrahierende Gussbauteil entstehen. Maßgeblich für die Dimensionen der entstehenden Spannungen scheinen für diese Geometrie somit nur der Ausdehnungskoeffizient des Grundstoffs Quarzsand und nicht die Korngrößenverteilung zu sein.

- Die Annahme eines druckabhängigen Materialmodells zur Beschreibung von Sand-Binder-Systemen ist gültig und weiter für eine genaue Charakterisierung des mechanischen Verhaltens sogar unerlässlich. Diese Erkenntnis führt zur Empfehlung den Entkernprozess so auszulegen, dass die zu entkernenden Sandkerne hauptsächlich auf Zug belastet werden, da die ertragbaren Zugspannungen der Sand-Binder-Systeme deutlich geringer als die ertragbaren Druckbelastungen ausfallen.
- Das Entkernverhalten von anorganisch gebundenen Sand-Binder-Systemen wird bei vergleichbaren Prozessbedingungen maßgeblich durch den Formgrundstoff und das Bindersystem beeinflusst, wobei der Formgrundstoff den Einfluss auf das Verhalten dominiert.
- Das Entkernverhalten kann bei gleichbleibender Entkernenergie maßgeblich durch die zwei Haupteinflussgrößen der verbleibenden Restfestigkeit nach dem Abguss in Kombination mit der resultierenden Aufschumpfungspannung durch das Gussbauteil charakterisiert werden. Wichtig zur Beschreibung der Restfestigkeit sind neben Zugfestigkeiten insbesondere auch Druckfestigkeiten. Größere Bindermengen können bei gleichem Formgrundstoff zu höheren Restfestigkeiten und entsprechend zu schlechterem Entkernverhalten führen.
- Die experimentelle Prozesskette sowie die ermittelten Kennwerte können in Einklang mit einem druckabhängigen Materialmodell gebracht werden. Im Rahmen dieser Arbeit wurde dafür z.B. das Drucker-Prager Materialmodell gewählt. Damit kann das beobachtete Verhalten beim Entkernen bei einem gegebenen Energieniveau erklärt werden. Die Differenzierbarkeit der Einzeleinflüsse kann für die Entwicklung neuer Sand-Binder-Systeme sinnvoll sein. Zusätzlich ist das Modell die Grundlage für Simulationen, die in einer frühen Produktentwicklungsphase zur Auslegung des Entkernprozesses verwendet werden können.

Während das Entkernverhalten bei Einzelimpulsen im Rahmen dieser Arbeit beschrieben und modelliert worden ist, so muss der in der Industrie nachfolgende Prozess des Ausschüttelns noch grundlegend untersucht werden. Die Grundlagen zur Beschreibung des Materialverhaltens nach Temperatureintrag und der Messung von Belastungen durch Schwingungen wurden im Rahmen dieser Arbeit aber bereits gelegt. Weiter gibt es Forschungsbedarf zur Beschreibung des Entkernverhaltens eingegossener Sandkerne bei Einsatz von höherschmelzenden Metallen wie beispielsweise Eisenwerkstoffen. Bei höheren Temperaturen kommen weitere Effekte wie Sinterneigung hinzu, die berücksichtigt werden müssen. Auch sollten die im Rahmen dieser Arbeit entwickelten Modelle hinsichtlich dreidimensionaler Spannungszustände erweitert

werden und Methoden zur Aufnahme mechanischer Kennwerte unter verschiedenen hydrostatischen Drücken und Temperaturen entwickelt werden. Auch die Entwicklung des E-Moduls unter Temperatur und Druck ist dabei von Interesse.

Weitere nicht zu vernachlässigende Einflussgrößen, die in weiterführenden Untersuchungen nach der im Rahmen dieser Arbeit beschriebenen Methodik durchgeführt werden können, sind der Einfluss von Umgebungstemperatur, Feuchtigkeit und auch der Einfluss der Entkernenergie.

Zur detaillierteren und direkteren Beschreibung könnte die diskrete Methode zur Überwachung des Entkernfortschritts durch Einzelmessungen nach einem definierten Impulsintervall durch bildgebende Verfahren wie beispielsweise Röntgen oder Computertomographie direkt online während des Prozesses erweitert werden. Erste Ansätze dazu wurden bereits in Ettemeyer et al. (2018) publiziert.

Weiter ist für die simulative Auslegung des Entkernprozesses bereits in einer frühen Entwicklungsphase die Weiterentwicklung des im Rahmen dieser Arbeit vorgestellten Simulationsmodells empfohlen. So können durch direkte Kopplung der einzelnen Simulationsmodelle höhere Genauigkeiten und insbesondere auch ein tieferes Prozessverständnis bezüglich des hochdynamischen Verhaltens generiert werden. So könnten beispielsweise resultierende Spannungszustände in Kern und Gussbauteil durch Variation der Hammerpositionen oder variierende Geometrien des Hammerkopfs im virtuellen Prüflabor ohne hohen experimentellen Aufwand vorhergesagt werden.

Zusammenfassend wurde mit der hier vorliegenden Arbeit die Grundlage zur systematischen Untersuchung und zur Charakterisierung des Entkernverhaltens anorganisch gebundener Sand-Binder-Systeme gelegt und sowohl die Methodik als auch die Herangehensweise können in Zukunft die Basis für ein genormtes Verfahren zur Charakterisierung des Entkernverhaltens bilden.



# A. Abbildungsverzeichnis

Abbildung 2.1: Lebenszyklus eines verlorenen Kerns in der Gießereitechnik nach Sobczyk (2008) und Ettemeyer et al. (2021)	3
Abbildung 2.2: Prinzipieller Aufbau von Formstoffen als Schemata nach Roller et al. (2016, S. 250) a) und schematische Darstellung der Bindekräfte zwischen zwei Sandkörnern nach Zellmann (2008) b)	4
Abbildung 2.3: Granulometrische Aufnahme von Quarzsand a) und Cerabeadsand b) mit gleichem mittleren Korndurchmesser im Vergleich (Rudert, 2010, S. 2)	6
Abbildung 2.4: Berechnung von granulometrischen Eigenschaften von Sandkörnern nach Microtrac (2021)	7
Abbildung 2.5: Dehnungskurven der Formgrundstoffe Quarzsand und Bauxitsand in Abhängigkeit der Temperatur nach Recknagel (2009, S. 3)	8
Abbildung 2.6: Herstellung von Wasserglas nach Wallenhorst (2010)	10
Abbildung 2.7: Thermische Aushärtung von Wasserglas nach Wallenhorst (2010)	10
Abbildung 2.8: Phasendiagramm nach Kracek (1939), Kossien (2018) und Kooyers (2011). Der für den Leichtmetallguss relevante Temperaturbereich bis ca. 780 °C ist markiert.	12
Abbildung 2.9: Mechanisches Entkernen durch Brechen der Kerne in Fragmente a) und anschließendes Rütteln des Gussbauteils, sodass die Kerne sich zerreiben und aus Gussbauteil ausrieseln b) (FILL GmbH, Gurten, Österreich)	17
Abbildung 2.10: Einflussgrößen auf das Entkernverhalten zusammengestellt nach Flemming und Tilch (1993) und Stauder (2018)	18
Abbildung 2.11: Bruchverhalten anorganisch gebundener Formstoffe vor a) und nach Temperaturbehandlung bei 400 °C über 5 min b) nach Vaskova und Conev (2019)	20
Abbildung 2.12: Aufbau und Geometrie des Prüfaufbaus nach Flemming und Tilch (1993)	22
Abbildung 2.13: Keilförmige Entkernprobe von Stauder a) und Entkernvorrichtung b) nach Stauder et al. (2018)	23
Abbildung 2.14: Visueller Vergleich von CT-Daten a) und einem computergenerierten Volumenelement für H32-Sand b) und 3D-Ansicht der Sandkörner c) nach Ettemeyer et al. (2020)	25
Abbildung 2.15: Schematische Darstellung des Versagensregimes in Abhängigkeit des Partikel-Matrix-Verhältnisses nach Topin et al. (2007)	26
Abbildung 2.16: Bruchverhalten aufgrund auftretender Biegemomente bei kugelförmigen Granulaten nach Antonyuk (2006, S. 172)	27

Abbildung 2.17: Schematische Darstellung einer periodischen Struktur, aus der ein repräsentatives Volumenelement (RVE) extrahiert werden kann a) und stochastisch oder teilperiodische Struktur, aus der ein statistisches Volumenelement (SVE) gebildet werden kann b) nach Richter (2015)	28
Abbildung 2.18: Schematische Darstellung des gedanklichen Übergangs aus geometrischem Aufbau zu statistischem Ersatzmodell a) nach Ehlers (1996) und schematische Darstellung der gemittelten Eigenschaften bei Übergang aus geometrischem zu statistischem Ersatzmodell b) nach Volk (1999)	30
Abbildung 2.19: Vergleich von druckunabhängigen Systemen wie bei von-Mises und Tresca nach Gross & Seelig (2016, S. 25) a) und druckabhängigen Systemen wie Mohr-Coulomb oder Drucker-Prager b) nach Khatibinia et al. (2016)	32
Abbildung 2.20: Vergleich verschiedener Modelle nach Mehranpour et al. (2016)	33
Abbildung 2.21: DP Modell dargestellt im p-q-Diagramm nach Helwany (2007, S. 62)	35
Abbildung 2.22: Darstellung des Kegels des DP Modells in der Hauptspannungsebene um die hydrostatische Achse a) und für den ebenen Spannungszustand mit $\sigma_3 = 0$ b) nach Gross et al. (2018, S. 386) und in der $\pi$ -Ebene c) nach Öztekin et al. (2016)	36
Abbildung 2.23: Experimentelle Bestimmung der Parameter zur Beschreibung der Versagensgeraden für das DP Modell nach Mazel et al. (2014)	38
Abbildung 3.1: Prozesskette der Formgebung im Gießereiwesen von der Formstoffherstellung bis zum Entkernen mit Einflussgrößen	43
Abbildung 3.2: Einflussfaktoren zur Beschreibung eines virtuellen Entkernprozesses	45
Abbildung 3.3: Vorgehensweise zur Entwicklung eines Prognosemodells zur Charakterisierung des Entkernverhaltens anorganisch gebundener Sand-Binder-Systeme	46
Abbildung 4.1: Experimentelle Prozesskette von der Biegeriegelherstellung über das Abgießen, der Lagerung bis hin zur Aufnahme physikalischer Kennwerte	49
Abbildung 4.2: Prozesskette zur Herstellung der Prüfkörper mit eingegossenem Biegeriegel a) und Dimensionen von Biegeriegel und Prüfkörper b)	52
Abbildung 4.3: Biegeriegel aus Quarz- und Bauxitsand in Gießform a) und Positionierung der Thermoelemente für Temperaturmessung b)	53
Abbildung 4.4: Prüfkörper mit applizierten Dehnungsmessstreifen a) und schematisch mit Dimensionierung b) nach Ettemeyer et al. (2021)	54
Abbildung 4.5: Entkernvorrichtung mit einem pneumatischen Hammer a) und Bereich des Impulseintrags mit austretendem Kern im Probekörper im Detail b)	55
Abbildung 4.6: Einzelschlag-Entkernprüfstand (EEP) nach Ettemeyer et al. (2021)	56
Abbildung 4.7: Automatisierter EEK-Prüfstand	57

Abbildung 4.8: Vorgehen zur Präparation und Ermittlung der Zug- und Druckfestigkeitskennwerte für die Formstoffproben nach Ettemeyer et al. (2021)	59
Abbildung 4.9: Methodik des Auffräsens eines Prüfkörpers a) und Aufnahme des freigelegten Biegeriegels b)	60
Abbildung 4.10: Virtuelle Prozesskette von Formfüllung- und Erstarrung über Abkühl- und Aufschumpfsimulation zur Entkernsimulation	61
Abbildung 5.1: Gemessene Geschwindigkeiten des Probekörpers im zeitlichen Verlauf a) und als Detaildarstellung b) auf der industrienahen Entkernvorrichtung bei Dauerbetrieb über 10 Sekunden	63
Abbildung 5.2: Messpositionen der gemessenen Geschwindigkeiten bei Schlag mit Einzelschlag-Entkernprüfstand a) und zeitlicher Geschwindigkeitsverlauf aller $n = 34$ Messpunkte b). Geschwindigkeitsvektoren mit negativem Vorzeichen zeigen in Richtung Fundament.	65
Abbildung 5.3: Sieblinien der verwendeten Formgrundstoffe Quarzsand H32, Quarzsand F34 und Bauxitsand W65 gemessen mit Camsizer X2 (Microtrac Retsch GmbH, Haan, Deutschland)	66
Abbildung 5.4: Granulometrische Aufnahme von Quarzsand H32 a) und Bauxitsand W65 b) im Vergleich (Ettemeyer et al., 2020)	67
Abbildung 5.5: Temperaturverlauf bei Abguss der Prüfkörper in Experiment und Simulation a) und Darstellung der Durcherhitzung des Sandkerns ermittelt über acht äquidistant verteilte Soft-Sensoren entlang der Riegellängsachse b)	69
Abbildung 5.6: 3-Punkt-Biegefestigkeiten nach Lagerung für mindestens 24 Stunden bei 20 °C und 10 %-rel. LF. Anzahl an gemessenen Proben in Klammern	72
Abbildung 5.7: Druckfestigkeiten nach Lagerung für mindestens 24 Stunden bei 20 °C und 10 %-rel. LF. Anzahl an gemessenen Proben in Klammern	73
Abbildung 5.8: Untersuchte Formstoffsysteme im Rohzustand bei Lagerung bei 20 °C und 10 %-rel. LF und nach Temperaturbehandlung im p-q-Diagramm	75
Abbildung 5.9: Detaildarstellung nach Temperaturbehandlung	76
Abbildung 5.10: Einfluss des Bindergehalts auf das temperaturabhängige Verhalten der p-q-Geraden und den inneren Reibungswinkel $\beta$ a) und Detailaufnahme der temperaturbehandelten Sand-Binder-Systeme b)	78
Abbildung 5.11: Verlauf des inneren Reibungswinkels $\beta$ im Rohzustand, nach Temperaturbehandlung und nach Ausfräsen aus eingegossenem Gussbauteil a) und Verlauf der Kohäsion c im Rohzustand, nach Temperaturbehandlung und nach Ausfräsen aus eingegossenem Gussbauteil b)	79

Abbildung 5.12: Übersicht über die mittlere benötigte Schlagzahl bis zur vollständigen Entkernung der Prüfkörper für die untersuchten Modellsysteme. Anzahl der entkernten Prüfkörper in Klammern	81
Abbildung 5.13: Masse des Sandkerns in Abhängigkeit der Anzahl an Einzelimpulsen für die Systeme H32_1,9%_MB1 und F34_2,25%_MB1. Anzahl an Prüfkörpern neben Versuchspunkten angetragen	83
Abbildung 5.14: Entkernraten der Systeme mit Quarzsand als Formgrundstoff im Vergleich	84
Abbildung 5.15: Aufnahmen von entkerntem Sand der zwei Formgrundstoffe H32 und F34 mit niedrigerem und höherem Binderanteil und gleichem Bindertyp MB1	85
Abbildung 5.16: Darstellung der Spannungszustände der Elemente in Sandkern a) und Sandkerngeometrie mit Kennzeichnung der Elemente, welche die Versagensgerade überschritten haben in Abhängigkeit von Reibungswinkel und Kohäsion b)	86
Abbildung 5.17: Korrelation zwischen Biegefestigkeit und Bindermenge in Abhängigkeit des Formgrundstoffs a) und Korrelation zwischen Anzahl benötigter Schläge bis zur vollständigen Entkernung und Bindermenge in Abhängigkeit des Formgrundstoffs b)	88
Abbildung 5.18: Korrelation zwischen Anzahl benötigter Schläge bis zur vollständigen Entkernung und Festigkeit des Kerns im Rohzustand in Abhängigkeit des Formgrundstoffs a) und Detailaufnahme mit eingezeichneten Prozessfenstern anhand derer die Formgrundstoffe geclustert werden b)	89
Abbildung 5.19: Anzahl benötigter Schläge bis zur vollständigen Entkernung in Abhängigkeit der 3-Punkt-Biegefestigkeit und der Druckfestigkeit nach Auffräsen aus eingegossenem Prüfkörper	91
Abbildung 5.20: Anzahl an benötigten Einzelimpulsen zur vollständigen Entkernung in Abhängigkeit des inneren Reibungswinkels a) und der Kohäsion b) für die nach dem Eingießen vermessenen Systeme H32_1,9%_MB1 und F34_2,25%_MB1	92
Abbildung 5.21: Isolierte Betrachtung des Einflusses durch den Reibungswinkel und die Kohäsion durch Einsatz von virtuellen Modellen auf die Anzahl beschädigter Elemente pro Einzelimpuls mit 3,3 J	93
Abbildung 6.1: Vorhersage des zu erwartenden Entkernverhaltens ausgehend von gemessener Festigkeit der Kerne im Rohzustand und experimentell benötigte Anzahl an Einzelimpulsen zur vollständigen Entkernung der Probekörper	96
Abbildung 6.2: Sieblinie H32 und angepasste Sieblinien aus fünf Lagerstätten in Deutschland (gemessen mit Camsizer X2, Microtrac Retsch GmbH, Haan, Deutschland)	97
Abbildung 6.3: Vorhersage des zu erwartenden Entkernverhaltens ausgehend von Sieblinie und gemessener Festigkeit der Kerne im Rohzustand und experimentell benötigte Anzahl an Einzelimpulsen zur vollständigen Entkernung der Probekörper	98

---

Abbildung 6.4: Kern a) und 3D-gedruckte Sandform mit eingelegtem Kern zur Herstellung der Validierungsgeometrie Pumpengehäuse b)	99
Abbildung 6.5: Verlauf der Sandfront bei der Entkernung mit Einzelschlägen und die Positionen zur Messung des Entkernfortschritts exemplarisch für System F34_2,25%_MB1 a) sowie teilentkernter Pumpenkern aus virtuellem Ersatzmodell für System F34_2,25%_MB1 b) und Abnahme des Kerngewichts in Abhängigkeit der Anzahl an benötigten Einzelimpulsen c)	100
Abbildung 7.1: Vergleich der Fließorte nach Drucker-Prager und Mohr-Coulomb im dreidimensionalen Spannungsraum und simulierte Spannungen eines eingegossenen Biegeriegels während des Entkernprozesses	107
Abbildung 7.2: Versagensbild bei aufgefästem Prüfkörper nach Schlag mit Einzelschlag-Entkernmethode a) und Versagensbild bei mechanischer Biegung des Aluminium-Prüfkörpers b)	113
Abbildung 7.3: Gemessene Scanpunkte für 3D-Laservibrometermessung a) und mit skalierter Auslenkung b) exemplarisch dargestellt für System F34_2,25%_MB1	115
Abbildung 7.4: Definition der verschiedenen Eigenspannungstypen nach Macherauch et al. (1973) schematisch dargestellt a) und abgeleitet daraus die Definition des Begriffs „Overstress“ für Sand-Binder-Systeme auf Mikro-Ebene b)	117
Abbildung 7.5: Vorschlag zur Klassifizierung des Entkernverhaltens	119



# B. Tabellenverzeichnis

Tabelle 2.1: Mittlere Dichten, Wärmeleitfähigkeiten nach Recknagel und Dahlmann für Quarzsand (2018) und für Bauxitsand (2009) und Wärmeausdehnungskoeffizienten von Quarz- und Bauxitsand in verschiedenen Temperaturbereichen (Stauder, 2018, S. 21 nach Recknagel und Dahlmann (2009)).....	8
Tabelle 2.2: Temperaturabhängige Festigkeitsentwicklung von Wasserglasbindungen (Polzin, 2012, S. 103f.) .....	11
Tabelle 2.3: Einfluss des Silikatmoduls auf die technologischen Eigenschaften wasserglasgebundener Formstoffe mit Trocknung als Aushärtemechanismus (nach Flemming und Tilch, 1993, S. 80) .....	13
Tabelle 2.4: Unterschiede zwischen repräsentativem und statistischem Volumenelement nach Richter (2015).....	29
Tabelle 2.5: Umrechnung der maximalen Bruchspannungen in den p-q Spannungsraum in Abhängigkeit des durchgeführten Versuchs nach Mazel et al. (2014).....	38
Tabelle 2.6: Vergleich publizierter mechanischer Modelle für poröse Medien .....	40
Tabelle 4.1: Untersuchte Sand-Binder-Systeme.....	50
Tabelle 5.1: Aspektverhältnis, Rundheit, Symmetrie und Konvexität für gemessene Formgrundstoffe Quarzsand H32, Quarzsand F34 und Bauxitsand W65 nach Abbildung 2.4	67
Tabelle 5.2: Gewicht und Dichte der Formstoffriegel in Abhängigkeit von Formgrundstoff und Bindermenge (mit Additiv). Die Mittelwerte werden ermittelt aus 12 Probekörpern. ....	68
Tabelle 5.3: Gemessene Dehnungen mittels Dehnungsmessstreifen an Position 1 und 2 nach Abbildung 4.4 in x- und y-Richtung nach Ettemeyer et al. (2021) .....	71
Tabelle 5.4: Anzahl an aufgenommenen Versuchspunkten zur Ermittlung der mechanischen Festigkeiten im Zug- und im Druckbereich.....	74
Tabelle 5.5: Vergleich zwischen den zwei vollständig untersuchten Systemen H32_1,9%_MB1 und F34_2,25%_MB1 (Legende: + größer, - kleiner, = gleich) .....	94
Tabelle 6.1: Untersuchte Sand-Binder-Systeme und benötigte Anzahl an Einzelimpulsen zur vollständigen Entkernung der Prüfkörper.....	97



# C. Literatur

Alejano, L. R. & Bobet, A. (2012). Drucker–Prager Criterion. *The ISRM Suggested Methods for Rock Characterization, Testing and Monitoring: 2007-2014* (pp. 247-252). Springer, Cham.

Antonyuk, S. (2006). *Deformations-und Bruchverhalten von kugelförmigen Granulaten bei Druck-und Stoßbeanspruchung* (Dissertation, Otto von Guericke Universität Magdeburg), Docupoint Verlag, Barleben.

BDG (1996). *Merkblatt P 73. P 73 Bindemittelprüfung - Prüfung von kalthärtenden, kunstharzgebundenen feuchten Formstoffen mit Aerosol- und Gashärtung*. Düsseldorf: BDG Verlag.

Bokelmann, K., Horn, D., Zimmermann, J., Gellermann, C., & Stauber, R. (2018). Recycling von Li-Ionen-Batterien: Elektrohydraulische Zerkleinerung. *Chemie in unserer Zeit*, 52(5), 284-285.

Brandt, S., & Dahmen, H. D. (2005). *Mechanik: Eine Einführung in Experiment und Theorie*. Cham: Springer.

Deutsches Institut für Normung e.V. (2003). *DIN 8580 Fertigungsverfahren – Begriffe, Einteilung*. Berlin: Beuth Verlag.

Deutsches Institut für Normung e.V. (2016). *EN ISO 4624: 2016 Beschichtungsstoffe-Abreißversuch zur Bestimmung der Haftfestigkeit*. Berlin: Beuth Verlag.

Dong, S., Iwata, Y., Hohjo, H., Iwahori, H., Yamashita, T., & Hirano, H. (2010). Shell mold cracking and its prediction during casting of AC4C aluminum alloy. *Materials transactions*, 51(8), 1420-1427.

Conev, M., Vasková, I., Hrubovčáková, M., & Hajdúch, P. (2017). Decoring behaviour of chosen moulding materials with alkali silicate based inorganic binders. *Archives of Metallurgy and Materials*, 62.

Delenne, J. Y., Topin, V., & Radjai, F. (2009). Failure of cemented granular materials under simple compression: experiments and numerical simulations. *Acta Mechanica*, 205(1), 9-21.

Denis, J. M., & Schrey, A. (2006). Progressive PU Cold box binder for aluminum casting with improved thermal decay and of smaller environmental impact. *Giesserei*, 93(1), 26-31.

Deters, H., Oberleiter, M., & Zupan, H. (2015). *Formstoffmischungen enthaltend eine oxidische Bor-Verbindung und Verfahren zur Herstellung von Formen und Kernen*. (DE 10 2013 111 626 A1). Deutsches Patent- und Markenamt.

Dietert, H. W. (1950). Foundry core practice. *American Foundrymen's Society*, 473-478.

Drucker, D. C., & Prager, W. (1952). Soil mechanics and plastic analysis or limit design. *Quarterly of applied mathematics*, 10(2), 157-165.

Ehlers, W. (1995). A single-surface yield function for geomaterials. *Archive of Applied Mechanics*, 65(4), 246-259.

Ehlers, W. (1996). Grundlegende Konzepte in der Theorie poröser Medien. *Technische Mechanik-European Journal of Engineering Mechanics*, 16(1), 63-76.

Ellinghaus, W. (1989). *Technologische Eigenschaften der Formteile: Anwendungsbereiche und Anwendungsbeispiele. Gießereitechnik aktuell Band 1: Kernherstellverfahren mit Aushärtung durch Begasen*. Giesserei-Verlag.

Ettemeyer, F., Steinlehner, F., Lechner, P., Volk, W., & Günther, D. (2018). Detection of Core Fracture in Inorganically Bound Cast-in Sand Cores by Acoustic Microphony. In *Congress of the German Academic Association for Production Technology*, 34-43. Cham: Springer.

Ettemeyer, F., Lechner, P., Hofmann, T., Andrä, H., Schneider, M., Grund, D., Volk, W., & Günther, D. (2020). Digital sand core physics: Predicting physical properties of sand cores by simulations on digital microstructures. *International Journal of Solids and Structures*, 188-189, 155-168. <https://doi.org/10.1016/j.ijsolstr.2019.09.014>

Ettemeyer, F., Schweinefuß, M., Lechner, P., Stahl, J., Greß, T., Kaindl, J., Durach, L., Volk, W., & Günther, D. (2021). Characterisation of the decoring behaviour of inorganically bound cast-in sand cores for light metal casting. *Journal of Materials Processing Technology*, 296, 117201. <https://doi.org/10.1016/j.jmatprotec.2021.117201>

Fall, A., Weber, B., Pakpour, M., Lenoir, N., Shahidzadeh, N., Fiscina, J., Wagner, C., & Bonn, D. (2014). Sliding friction on wet and dry sand. *Physical review letters*, 112(17), 175502.

Fennell, T., Crandell, G. (2008). Inorganic Binder Properties Study. *Casting Emission Reduction Program, US Army Contract W15QKN-D-0030 FY2006 Tasks WBS # 1.4.5*.

- Flemming, E., & Tilch, W. (1993). *Formstoffe und Formverfahren: mit 118 Tabellen*. Dt. Verlag für Grundstoffindustrie.
- Fritz, A. H., & Schulze, G. (2010). *Fertigungstechnik (Vol. 9)*. Cham: Springer.
- Galles, D., & Beckermann, C. (2015). Effect of sand dilation on core expansion during steel casting. In *IOP Conference Series: Materials Science and Engineering* 84(1) IOP Publishing.
- Galles, D. J. (2016). *Prediction of distortions and pattern allowances in steel sand castings* (Dissertation, University of Iowa).
- Gamisch, M. (2002). Mechanisches Entkernen von Al-Gussteilen mit geringer Beanspruchung des Gussteils. *Giesserei Rundschau*, 49, 43-45.
- Gehring, F., Albrecht, S., Homolka, S., Leistner, P., Thome, V., & Seifert, S. (2015). Aus Altbeton wird Beton – ein innovativer Recyclingansatz. *Bauphysik*, 37(5), 296-300.
- Günther, D. (2018). *Kerne und Formen für Gießverfahren mit gezielt beeinflusster Festigkeitsverteilung im Inneren* (DE 10 2018 221 826 A1). Deutsches Patent- und Markenamt.
- Grassi, J. R., Campbell, J., & Kuhlman, G. W. (2007). *Chemically bonded aggregate mold* (7,165,600 B2). Washington, DC: U.S. Patent and Trademark Office.
- Gross, D., & Seelig, T. (2016). *Bruchmechanik (Vol. 6)*. Berlin: Springer.
- Gross, D., Hauger, W., & Wriggers, P. (2018). *Technische Mechanik 4: Hydromechanik. Elemente der Höheren Mechanik, Numerische Methoden*. Berlin, Heidelberg: Springer Vieweg.
- Hartmann, C., Wang, J., Opristescu, D., & Volk, W. (2018). Implementation and evaluation of optical flow methods for two-dimensional deformation measurement in comparison to digital image correlation. *Optics and Lasers in Engineering*, 107, 127-141. <https://doi.org/10.1016/j.optlaseng.2018.03.021>
- Helwany, S. (2007). *Applied soil mechanics with ABAQUS applications*. New Jersey: John Wiley & Sons.
- Hartig, T. (2015). *Salzkerne und generative Fertigungsverfahren zur Herstellung von Salzkernen* (DE 10 2014 214 527 A1). Deutsches Patent- und Markenamt.
- Hasse, S. (1997). *Giesserei Lexikon*. Berlin: Schiele & Schön.

- Henry, C., Showman, R., & Wandtke, G. (1999). Einflussgrößen beim Ausleeren von Cold-Box Kernen bei Aluminiumguss. *Giesserei-Praxis*, 12, 587-596.
- Izdebska-Szanda, I., Angrecki, M., & Matuszewski, S. (2012). Investigating of the knocking out properties of moulding sands with new inorganic binders used for castings of non-ferrous metal alloys in comparison with the previously used. *Archives of foundry Engineering*, 12(2), 117-120.
- Izdebska-Szanda, I., Palma, A., Angrecki, M., & Żmudzińska, M. (2013). Environmentally friendly mould technology. *Archives of Foundry Engineering*, 13(3), 37-42.
- Khatibinia, M., Chiti, H., Akbarpour, A., & Naseri, H. R. (2016). Shape optimization of concrete gravity dams considering dam–water–foundation interaction and nonlinear effects. *Iran University of Science & Technology*, 6(1), 115-134.
- Klocke, F. (2015). *Fertigungsverfahren 5: Gießen, Pulvermetallurgie, Additive Manufacturing*. Berlin Heidelberg: Springer-Verlag.
- Konzack, C. (2013). Entkernen von Gussprototypen mit Stoßwellen: Das Säubern von Gussteilen mit der Stoßwellentechnologie verkürzt die Produktionszeit bei ACTech deutlich. *Giesserei*, 11, 62–63.
- Kossien, B. (2018). *Untersuchungen zur sekundären Verfestigung von wasserglasgebundenen Formstoffen für Eisen-und Stahlguss* (Dissertation, Technische Universität Bergakademie Freiberg).
- Kooyers, T. (2011). *Beeinflussung der technologischen Eigenschaften von wasserglasgebundenen Formstoffsystemen durch chemische Modifizierung* (Dissertation, Technische Universität Bergakademie Freiberg).
- Kracek, F. C. (1939). Phase equilibrium relations in the system,  $\text{Na}_2\text{SiO}_3\text{-Li}_2\text{SiO}_3\text{-SiO}_2$ . *Journal of the American Chemical Society*, 61(10), 2863-2877.
- Labuz, J. F., & Zang, A. (2012). Mohr–Coulomb failure criterion. In *The ISRM Suggested Methods for Rock Characterization, Testing and Monitoring: 2007-2014* (S. 227-231). Cham: Springer.
- Lechner, P., Stahl, J., Ettemeyer, F., Himmel, B., Tananau-Blumenschein, B., & Volk, W. (2018). Fracture Statistics for Inorganically-Bound Core Materials. *Materials*, 11(11), 2306. <https://doi.org/10.3390/ma11112306>

- Lechner, P., Filippov, P., Kraschienski, N., Ettemeyer, F., & Volk, W. (2020). A Novel Method for Measuring Elastic Modulus of Foundry Silicate Binders. *International Journal of Metalcasting*, 14(2), 423-431. doi:10.1007/s40962-019-00361-w
- Lechner, P., Fuchs, G., Hartmann, C., Steinlehner, F., Ettemeyer, F., & Volk, W. (2020). Acoustical and Optical Determination of Mechanical Properties of Inorganically-Bound Foundry Core Materials. *Materials*, 13(11), 2531. <https://doi.org/10.3390/ma13112531>
- Lechner, P., Stahl, J., Hartmann, C., Ettemeyer, F., & Volk, W. (2021). Mohr–Coulomb characterisation of inorganically-bound core materials. *Journal of Materials Processing Technology*, 296, 117214. <https://doi.org/10.1016/j.jmatprotec.2021.117214>
- Macherauch E., Wohlfahrt H., & Wolfstieg U. (1973) Zur zweckmäßigen Definition von Eigenspannungen. *HTM*, 28(3), 201–211.
- Maier, D., Stebner, S., Ismail, A., Dölz, M., Lohmann, B., Münstermann, S., & Volk, W. (2021). The influence of freeform bending process parameters on residual stresses for steel tubes. *Advances in Industrial and Manufacturing Engineering*, 2, 100047.
- Major-Gabryś, K., Dobosz, S. M., Jelínek, P., Jakubski, J., & Beňo, J. (2014). The measurement of high-temperature expansion as the standard of estimation the knock-out properties of moulding sands with hydrated sodium silicate. *Archives of Metallurgy and Materials*, 59(2). <https://doi.org/10.2478/amm-2014-0123>
- Mazel, V., Diarra, H., Busignies, V., & Tchoreloff, P. (2014). Comparison of different failure tests for pharmaceutical tablets: Applicability of the Drucker–Prager failure criterion. *International journal of pharmaceutics*, 470(1-2), 63-69. <https://doi.org/10.1016/j.ijpharm.2014.05.006>
- Mehranpour, M. H., & Kulatilake, P. H. (2016). Comparison of six major intact rock failure criteria using a particle flow approach under true-triaxial stress condition. *Geomechanics and Geophysics for Geo-Energy and Geo-Resources*, 2(4), 203-229.
- Microtrac, (2021). Fachbericht Retsch Technology. Abgerufen 15.01.2021 von [https://www.microtrac.de/dltmp/www/5e396c0a-c3f0-4374-abc7-7f30c3c9c754-c95b76769b63/tr\\_camsizer\\_particle%20shape\\_de.pdf](https://www.microtrac.de/dltmp/www/5e396c0a-c3f0-4374-abc7-7f30c3c9c754-c95b76769b63/tr_camsizer_particle%20shape_de.pdf)

- Mises, R. V. (1913). Mechanik der festen Körper im plastisch-deformablen Zustand. *Nachrichten von der Gesellschaft der Wissenschaften zu Göttingen, Mathematisch-Physikalische Klasse*, 1913, 582-592.
- Olofsson, U., & Lewis, R. (2006). Tribology of the wheel-rail contact. *Handbook of railway vehicle dynamics*, 121-141.
- Ostermann, F. (2014). Anwendungstechnologie Aluminium. Berlin, Heidelberg: Springer-Vieweg. <https://doi.org/10.1007/978-3-662-43807-7>
- Öztekin, E., Pul, S., & Hüsem, M. (2016). Experimental determination of Drucker-Prager yield criterion parameters for normal and high strength concretes under triaxial compression. *Construction and Building Materials*, 112, 725-732. <https://doi.org/10.1016/j.conbuildmat.2016.02.127>
- Pierri, D., & Jordi, N. (2014). *Entkernung von Leichtmetall-Gussteilen* (EP 2 727 670 A1). Europäisches Patentamt.
- Polzin, H. (2012). *Anorganische Binder: Zur Form- und Kernherstellung in der Gießerei*. Berlin: Schiele & Schön.
- Popoola, A. P., & Fayomi, O. S. (2011). Accessing the performance of binders on core strength in metal casting. *International Journal of Physical Sciences*, 6(34), 7805-7810.
- Popov, V. L. (2015). *Kontaktmechanik und Reibung: von der Nanotribologie bis zur Erdbebedynamik*. Berlin, Heidelberg: Springer. <https://doi.org/10.1007/978-3-662-45975-1>
- Ramakrishnan, R., Griebel, B., Volk, W., Günther, D., & Günther, J. (2014). 3D printing of inorganic sand moulds for casting applications. In *Advanced Materials Research (Vol. 1018, S. 441-449)*. Trans Tech Publications Ltd.
- Recknagel, U., & Dahlmann, M. (2009). Spezialsande - Formgrundstoffe für die moderne Kern- und Formherstellung / Special Sands-Base Materials for modern Core and Mould Making. *Giesserei Rundschau*, 56, 6-17.
- Recknagel, U. (2018). Quarzsand: Formgrundstoff für die Form- und Kernherstellung: Teil 1: Geologie, Mineralogie, Modifikationen, Verwendung. *Gießerei-Praxis* 69(5), 23-27.
- Reihle, M. M. (2015). *Entstehung und Ausprägung von Eigenspannungen in Verbundgussteilen* (Dissertation, Technische Universität München).

- Richter, H. (2015). *Mikrostrukturbasierte Simulation inhomogener Werkstoffe*. Institut für Werkstoff-Forschung, DLR Köln.
- Roller, R., & Buck, V. (2016). *Fachkunde Gießereitechnik: Technologie des Formens und Gießens*. Haan-Gruiten: Europa-Lehrmittel.
- Rudert, A. (2010). *Experimentelle und Numerische Untersuchung des Kernformstofffließens* (Dissertation, TU Bergakademie Freiberg).
- Schneider, M., Hofmann, T., Andrä, H., Lechner, P., Ettetmeyer, F., Volk, W., & Steeb, H. (2018). Modelling the microstructure and computing effective elastic properties of sand core materials. *International Journal of Solids and Structures*, 143, 1-17. <https://doi.org/10.1016/j.ijsolstr.2018.02.008>
- Shang, C. (2012). *Modelling powder compaction and breakage of compacts* (Dissertation, Universität Leicester).
- Sloan, S. W., & Booker, J. R. (1986). Removal of singularities in Tresca and Mohr–Coulomb yield functions. *Communications in Applied Numerical Methods*, 2(2), 173-179.
- Sobczyk, M. (2008). *Untersuchung zur Nutzung der Vakuumtrocknungshärtung für die Herstellung und den Einsatz magnesiumsulfatgebundener Kerne für den Leichtmetallguss* (Dissertation, Otto-von-Guericke-Universität Magdeburg).
- Stachowicz, M., Kazimierz, & G., Nowak, D. (2011). Influence of water-glass grade and quantity on residual strength of microwave-hardened moulding sands. Part 2. *Archives of Foundry Engineering*, 11(2), 143-148.
- Stauder, B., & Gintner, W. (2002). *Method for producing castings, molding sand and its user for carrying out said method* (WO 03/024642 Ai). PCT Weltorganisation für geistiges Eigentum.
- Stauder, B. J., Kerber, H., & Schumacher, P. (2016). Foundry sand core property assessment by 3-point bending test evaluation. *Journal of Materials Processing Technology*, 237, 188-196. <https://doi.org/10.1016/j.jmatprotec.2016.06.010>
- Stauder, B.J. (2018) *Investigation on the removal of internal sand cores from aluminium castings* (Dissertation, Montanuniversität Leoben).

Stauder, B. J., Harmuth, H., & Schumacher, P. (2018). De-agglomeration rate of silicate bonded sand cores during core removal. *Journal of Materials Processing Technology*, 252, 652-658. <https://doi.org/10.1016/j.jmatprotec.2017.10.027>

Stauder, B. J., Berbic, M., & Schumacher, P. (2019). Mohr-Coulomb failure criterion from unidirectional mechanical testing of sand cores after thermal exposure. *Journal of Materials Processing Technology*, 274, 116274. <https://doi.org/10.1016/j.jmatprotec.2019.116274>

Stieß, M. (2008). *Mechanische Verfahrenstechnik-Partikeltechnologie 1*. Berlin, Heidelberg: Springer-Verlag.

Thorborg, J., & Kumar, S. (2020). *Gussfehler durch Sandkerne vorhersagen – Simulation von Warmverzug und Gasfehlern von anorganisch gebundenen Kernen*, 3. Formstoffforum 2020, München.

Thorborg, J., Kumar, S., Wagner, I., & Sturm, J. C. (2020). The virtual core-modelling and optimization of core manufacturing and application. In *IOP Conference Series: Materials Science and Engineering* (Vol. 861, No. 1, p. 012004). IOP Publishing. <https://doi.org/doi:10.1088/1757-899X/861/1/012004>

Topin, V., Delenne, J. Y., Radjai, F., Brendel, L., & Mabilie, F. (2007). Strength and failure of cemented granular matter. *The European Physical Journal E*, 23(4), 413-429.

Vaskova, I., & Conev, M. (2019). Analysis of Inorganic Binder Bridges Destruction after Thermal Load. *Archives of Foundry Engineering*, 19(2), 25-28.

VDG-Merkblatt (1997): *Prüfung von tongebundenen Formstoffen P38: Bestimmung der Festigkeit*. Düsseldorf: VDG Akademie.

Volk, W. (1999). *Untersuchung des Lokalisierungsverhaltens mikropolarer poröser Medien mit Hilfe der Cosserat-Theorie* (Dissertation, Institut für Mechanik Stuttgart).

Volk, W., Groche, P., Brosius, A., Ghiotti, A., Kinsey, B. L., Liewald, M., Madej, L., Min, J., & Yanagimoto, J. (2019). Models and modelling for process limits in metal forming. *CIRP Annals*, 68(2), 775-798. <https://doi.org/10.1016/j.cirp.2019.05.007>

Wallenhorst, C. (2010). Grundlagen zum Verständnis der anorganischen Kernfertigung. *Giesserei-Praxis*, 6, 181-184.

- Weissenbek, E., Willimayer, J., & Wolf, J. (2008). BMW-Leichtmetallgießerei setzt auf anorganisch gebundene Kerne. *Giesserei*, 95(6), 32-35.
- Weißbach, W., Dahms, M., & Jaroschek, C. (2018). *Werkstoffe und ihre Anwendungen – Metalle, Kunststoffe und mehr*. Wiesbaden: Springer Vieweg. <https://doi.org/10.1007/978-3-658-19892-3>
- Wolf, G., & Polzin, H. (2016) *Verfahren zum Entkernen von Gussteilen mit anschließender Regenerierung des Kernaltsandes* (DE102015004889A1). Deutsches Patent- und Markenamt.
- Yunovich, Y. M., Dudenhoefer, R. A., & Langer, H. J. (1994). *Inorganic foundry binder systems and their uses* (5,279,665). Washington, DC: U.S. Patent and Trademark Office.
- Zaretskiy, L. (2016). Modified silicate binders new developments and applications. *International Journal of Metalcasting*, 10(1), 88-99.
- Zellmann, H. D. (2008). *Metaphosphat - modifizierte Silikatbinder als Basis säurebeständiger Beschichtungsmaterialien* (Dissertation, Bauhaus-Universität Weimar ).
- Zhou, M., Huang, S., Hu, J., Lei, Y., Xiao, Y., Li, B., Yan, S., & Zou, F. (2017). A density-dependent modified Drucker-Prager Cap model for die compaction of Ag57. 6-Cu22. 4-Sn10-In10 mixed metal powders. *Powder Technology*, 305, 183-196. <https://doi.org/10.1016/j.powtec.2016.09.061>