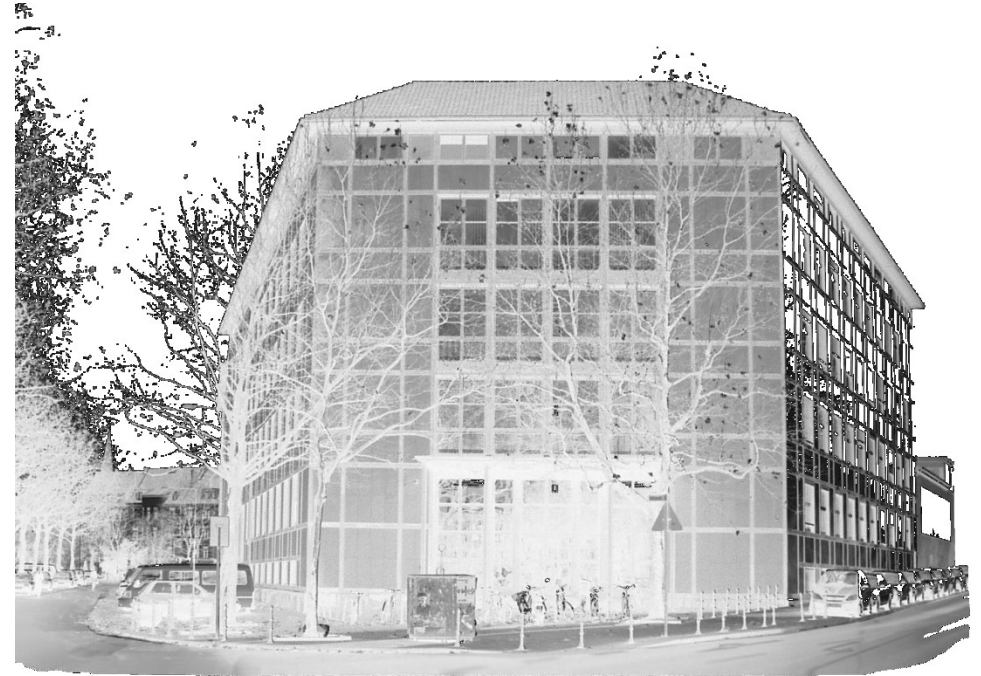


Einsatz variothermer Temperiersysteme im Aluminiumdruckguss

Frank Schmidt



ISBN 978-3-944601-15-1 (E-Book)

Band 26



Ergebnisse aus Forschung und
Entwicklung
Herausgeber:
Prof. Dr.-Ing. A. Bührig-Polaczek

„Einsatz variothermer Temperiersysteme im Aluminiumdruckguss“

Von der Fakultät für Georessourcen und Materialtechnik
der Rheinisch-Westfälischen Technischen Hochschule Aachen

zur Erlangung des akademischen Grades eines
Doktors der Ingenieurwissenschaften

genehmigte Dissertation
vorgelegt von **M.Sc.**

Frank Schmidt

aus Meschede

Berichter: Univ.-Prof. Dr.-Ing. Andreas Bührig-Polaczek
Univ.-Prof. Dr.-Ing. Martin Fehlbier

Tag der mündlichen Prüfung: 24. Mai 2019

Diese Dissertation ist auf den Internetseiten der Universitätsbibliothek online verfügbar.

Titel: *Einsatz variothermer Temperiersysteme im Aluminiumdruckguss*

Autor: Frank Schmidt

Reihe: Ergebnisse aus Forschung und Entwicklung, Band 26 (2019)

Gießerei-Institut der RWTH Aachen

Intzestr. 5

D-52072 Aachen

Tel.: +49 (0)241 8095880

Fax.: +49 (0)241 8092276

E-Mail: sekretariat@gi.rwth-aachen.de

<http://www.gi.rwth-aachen.de>

ISBN: 978-3-944601-15-1 (E-Book)

Volltext verfügbar: [10.18154/RWTH-2019-05443](https://nbn-resolving.org/urn:nbn:de:hbz:5:1-64862-p0011-9)



Dieses Werk bzw. Inhalt steht unter einer Creative Commons Namensnennung-Keine Bearbeitung 3.0 Unported Lizenz ([Creative Commons Attribution-NoDerivs 3.0 Unported License](https://creativecommons.org/licenses/by-nc/3.0/))

D 82 (Diss. RWTH Aachen University, 2019)

Publikationsserver

Universitätsbibliothek

RWTH Aachen University

Templergraben 61

52062 Aachen

www.ub.rwth-aachen.de



Danksagung

Die vorliegende Arbeit entstand während meiner Tätigkeit als wissenschaftlicher Mitarbeiter des Gießerei-Institutes der RWTH Aachen und wurde durch die Deutsche Forschungsgesellschaft (DFG) im Rahmen des Exzellenzclusters „Integrative Produktionstechnologie für Hochlohnländer“ gefördert.

Mein Dank gilt Herrn Prof. Dr.-Ing. Bührig-Polaczek für die Betreuung meiner Dissertation und das Vertrauen sowie die Freiheiten zur Weiterentwicklung, welche mir während meiner Zeit am Institut zu Teil wurden. Des Weiteren danke ich Prof. Dr.-Ing. Martin Fehlbier für das Interesse an meiner Arbeit und die Übernahme des Koreferates. Herrn Dr. Uwe Vroomen möchte ich für die Begleitung der Arbeit und meines Werdegangs am Institut ebenfalls ausdrücklich meinen Dank aussprechen.

Ein besonderer Dank gilt den Kollegen und Freunden, welche mich teils schon seit dem Studium durch meine Zeit in Aachen begleitet haben: Hierzu zählen zunächst meine langjährigen Freunden und Kollegen Johannes Brachmann, Philipp Weiß, Friederike Feikus sowie den Kollegen aus der Dauerformgussgruppe. Darüber hinaus danke ich Herrn Andreas Gruzka für die gute Zusammenarbeit rund um neue und alte Gießmaschinen, stellvertretend für die Mitarbeiter des Hauses. Nicht zuletzt gebührt mein Dank meinen Mitstreitern aus der AGIFA-Geschäftsführung für den Zusammenhalt durch Kolloquien, Exkursionen und Jahresabschlüsse hindurch.

Ein weiterer Dank geht an die Magma Gießereitechnik GmbH für die Unterstützung der Arbeit über die Software hinaus. Für Rat und Tat möchte ich besonders meinem Freund Tristan Kotthoff sowie den Herren Andreas Heitmann, Dr. Horst Bramann und Dr. Jörg Sturm danken. Ebenso danke ich Marcel Müller, Maren Engelbrecht, Ruth Klein und Maximilian Rudack in Vertretung für alle Abschlussarbeiter und Hiwis, die zum Gelingen des Projektes und der Arbeit beigetragen haben.

Mein größter Dank gilt meinen Eltern Rita und Peter Schmidt und meiner zukünftigen Frau Jule Pape. Meinen Eltern für all die Jahre der Unterstützung und Förderung, ohne die diese Arbeit niemals möglich gewesen wäre und ich nicht der wäre, der ich bin. Meiner lieben Partnerin Jule Pape für ihre tatkräftige Unterstützung und Geduld während der Entstehung dieser Arbeit. Ich danke euch, dass ihr für mich da wart und seid.

Hildesheim, 28.05.2019

Frank Schmidt

Inhaltsverzeichnis

0.	Kurzfassung	I
0.1.	Einleitung und Motivation	I
0.2.	Adaption der Variothermie für den Druckgießprozess	II
0.2.1.	Eignung konventioneller Druckgießwerkzeuge für die Variothermie.....	III
0.2.2.	Optimierungspotenzial im Aufbau von Druckgießwerkzeugen	IV
0.3.	Potenzialstudie Kokillenguss.....	VIII
0.4.	Zusammenfassung und Ausblick.....	XII
1.	Einleitung	1
2.	Problemstellung und Lösungsansatz	3
3.	Grundlagen und Stand der Technik	6
3.1.	Der Druckgießprozess	6
3.2.	Aufbau und Funktionsweise von Druckgießwerkzeugen	11
3.3.	Temperierung von Druckgießwerkzeugen.....	14
3.3.1.	Konventionelle Temperierungen.....	18
3.3.2.	Alternative Temperier- und Werkzeug-Konzepte	28
3.3.3.	Variotherme Temperierungen.....	37
3.4.	Grundlagen der Wärmeübertragung	44
3.4.1.	Grundlegende Größen	44
3.4.2.	Wärmeübertragungsphänomene	46
3.4.3.	Thermische Widerstände	50
3.4.4.	Das Wärmetransportproblem Gussteil-Werkzeug.....	54
3.5.	Schädigungsmechanismen bei Druckgießwerkzeugen.....	58
3.5.1.	Chemische und tribologische Beanspruchung	59
3.5.2.	Mechanische und thermische Beanspruchung	61
4.	Grundlegende Untersuchungen zum Versuchswerkzeug Zwillingsplatte	66
4.1.	Versuchswerkzeug und Messaufbau	66

4.2.	Vorstellung der Prüfmethodik	76
4.3.	Untersuchungen zum Prozessparametereinfluss.....	82
4.3.1.	Thermischer Haushalt.....	82
4.3.2.	Porosität	89
4.3.3.	Mikrostruktur.....	92
4.3.4.	Mechanische Eigenschaften	94
4.3.5.	Konturtreue	96
4.4.	Bewertung der Ausgangslage hinsichtlich Variothermie.....	98
4.4.1.	Grundlagenuntersuchungen zur Variothermie	99
4.4.2.	Bewertung der Variothermie-Eignung des Ausgangszustandes	101
4.5.	Zwischenfazit.....	111
5.	Untersuchungen zur Steigerung der Adaptivität von Temperiersystemen	114
5.1.	Adaption der Temperierkanalgeometrie	115
5.1.1.	Konventionelle Gestaltungsrichtlinien	116
5.1.2.	Konturnahe Kühlung.....	129
5.2.	Reduktion der thermischen Masse.....	131
5.2.1.	Einsatz von Topologieoptimierung.....	132
5.2.2.	Einsatz von Isolationsstrategien	136
5.3.	Potentialbetrachtung der untersuchten Maßnahmen	152
5.3.1.	Beeinflussung der Heiz- und Kühlperformance	153
5.3.2.	Beeinflussung hinsichtlich der Zykluszeit	163
5.3.3.	Beeinflussung hinsichtlich der Werkzeugstandzeit.....	175
5.4.	Fazit	182
6.	Transferstudie Kokillenguss	185
6.1.	Grundlegende Betrachtung thermischer Verhältnisse.....	185
6.1.1.	Modell zur Bestimmung des Anwendungsbereiches.....	186
6.1.2.	Berechnungsergebnisse und Diskussion	188
6.2.	Studie zur Anwendbarkeit der Variothermie im Kokillenguss.....	196

6.2.1.	Versuchswerkzeug und Messaufbau	196
6.2.2.	Numerische Studie	198
6.3.	Fazit	209
7.	Zusammenfassung und Ausblick.....	211
8.	Abkürzungsverzeichnis.....	216
9.	Literaturverzeichnis.....	217
10.	Anhang	236
11.	Lebenslauf	254
12.	Wissenschaftliche Veröffentlichungen	256

0. Kurzfassung

0.1. Einleitung und Motivation

Die Verarbeitung von Aluminium im Druckgießverfahren ist in der deutschen Gießereiindustrie von großer Bedeutung. Weltweit ist der Druckguss das, bezogen auf die erzeugte Tonnage, wichtigste Gießverfahren, welches für Aluminium eingesetzt wird. Durch die Entwicklung hin zu immer dünnwandigeren und großflächigeren Gussteilen steigen die Anforderungen an den Prozess, die Gießmaschinen und die Gießwerkzeuge immer weiter. Ein wichtiger Aspekt in diesem Zusammenhang ist die Temperierung von großformatigen, kostenintensiven Formen. Neue Arten des Werkzeugaufbaus und der Temperiertechnik sind nötig, um den steigenden Anforderungen auf Dauer gerecht zu werden. Hilfestellung können hier möglicherweise artverwandte Verfahren wie der Kunststoffspritzguss liefern. Im Zuge der vorliegenden Arbeit wird exemplarisch der Einsatz der aus dem Spritzguss stammenden variothermen Temperierung für den Aluminiumdruckgießprozess untersucht. Bei der fluidvariothermen Temperierung, wie sie hier untersucht werden soll, strömt das Temperiermedium mit zwei unterschiedlichen Temperaturen durch die Temperierkanäle: mit hoher Temperatur vor und während der Formfüllung sowie mit niedriger Temperatur während der Erstarrung und Abkühlung der Gussteile. Die Eignung dieses Verfahrens für den Aluminiumdruckgießprozess wird dabei anhand der folgenden Fragestellungen untersucht.

Hauptfragestellungen

1. Inwiefern beeinflusst eine variotherme Temperierung den Druckgießprozess?
2. Wie wirkt sich eine variotherme Temperierung auf das Werkzeug und seine Standzeit aus?
3. Wie kann der Werkzeugbau angepasst werden, um eine variotherme Temperierung ideal zu unterstützen?

Das Ziel der Arbeit ist es herauszufinden unter welchen Bedingungen die Variothermie geeignet ist, qualitativ höherwertige oder neuartige Produkte herstellen und die kostenintensiven Werkzeuge länger im Betrieb halten zu können. Abschließend wird mit dem Kokillenguss ein weiteres Gießverfahren betrachtet, um einen Ausblick auf weitere mögliche Anwendungsbereiche zu geben.

0.2. Adaption der Variothermie für den Druckgießprozess

Für die Untersuchungen zur Variothermie wird ein Gießwerkzeug verwendet, welches im Zuge des im Exzellenzcluster „Integrative Produktionstechnologien für Hochlohnländer“ entwickelt wurde. Das in Abbildung 0-1 gezeigte Werkzeug verfügt über zwei Kavitäten für je eine Platte mit einer Kantenlänge von 160 mm und eine mittleren Wandstärke von 4 mm. Der Aufbau des Werkzeugs besteht dem Stand der Technik entsprechend aus einem Formrahmen, in welchem die bis zu fünf Teileinsätze montiert werden. Die Besonderheit des verwendeten Werkzeugs liegt in seinem modularen Aufbau und der Integration von Isolationsmaterialien zwischen Einsatz und Rahmen sowie Rahmen und Gießmaschine.

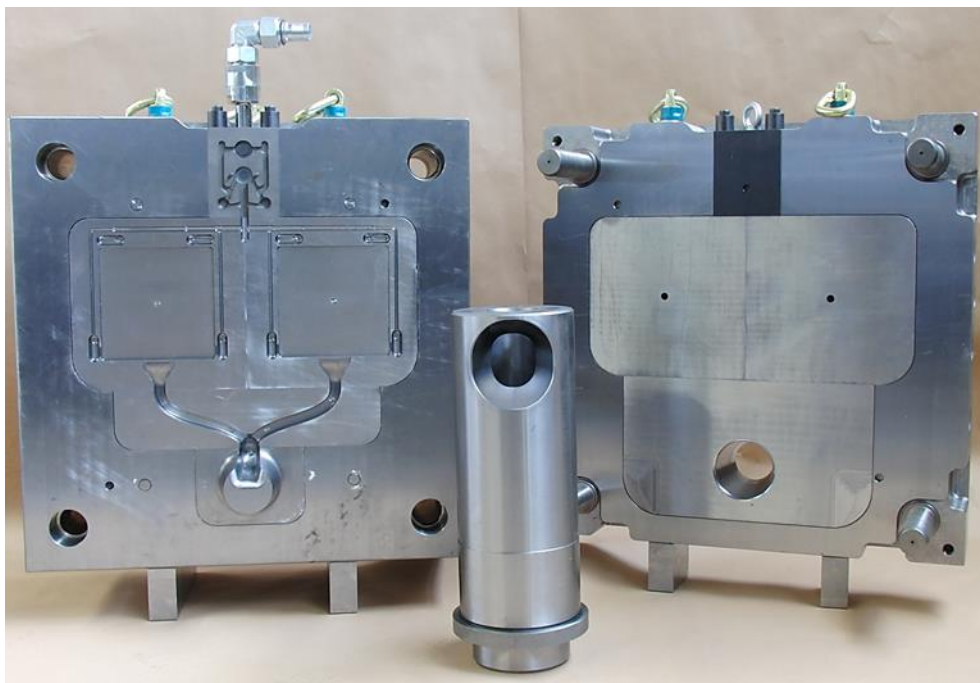


Abbildung 0-1: Versuchswerkzeug Zwillingsplatte mit Gießkammer (Innendurchmesser 60 cm) und modularen Einsätzen inklusive zwei Kavitäten.

Das integrierte Temperiersystem wurde auf konventionelle Weise durch Bohrungen eingebracht und entspricht sowohl in Herstellung als auch Gestalt der für Druckgießwerkzeuge derzeit üblichen Form. Bei den Versuchen kommt ein umfangreiches Messsystem zum Einsatz, welches neben der Temperaturverteilung in der Fläche und der Tiefe der Einsätze auch die Temperatur des verwendeten Temperieröls direkt an Zu- und Ablauf des Werkzeugs erfasst.

0.2.1. Eignung konventioneller Druckgießwerkzeuge für die Variothermie

Inwiefern ein konventionelles Druckgießwerkzeug für die Variothermie geeignet ist, kann daran ermessend werden, wie schnell sich die Oberflächentemperatur des Werkzeugs (hier durch Messpunkt FLTf1 dargestellt) durch eine Änderung der Temperatur im Temperiermedium (hier durch Messpunkt FLKi dargestellt) verändert. Diese beiden Messpunkte werden, sofern nicht anders spezifiziert, auch in den folgenden Ausführungen immer als Referenz herangezogen. Einen Einblick, wie dies für das verwendete Gießwerkzeug aussieht, gibt Abbildung 0-2.

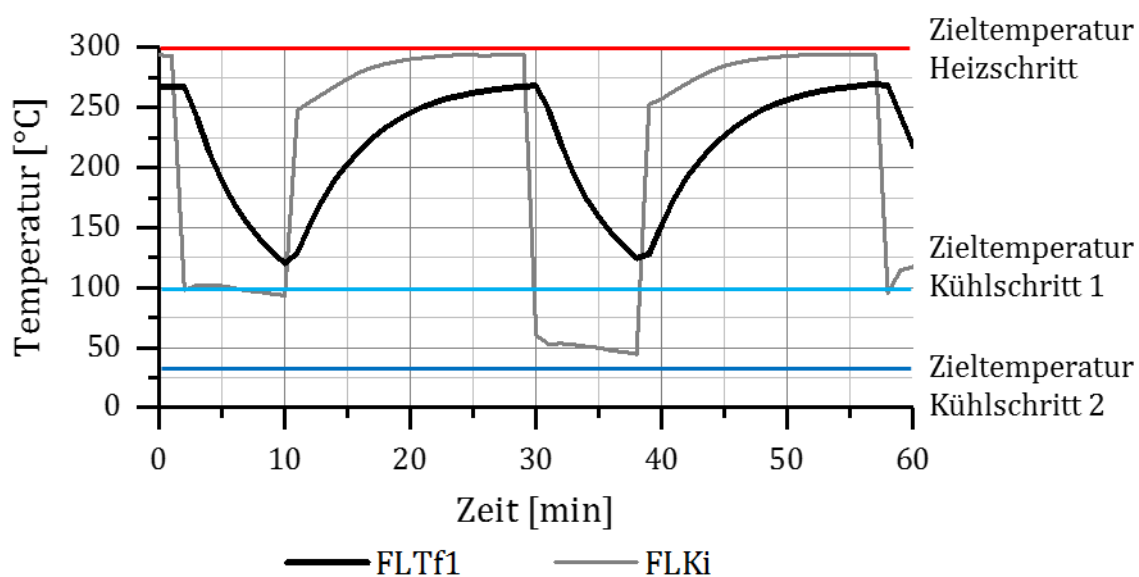


Abbildung 0-2: Entwicklung der Werkzeugtemperatur im realen Experiment in Abhängigkeit von der Eintrittstemperatur des Temperiermediums mit einer eingestellten Medientemperatur von 100 °C während des ersten und 30 °C während des zweiten Kühlschritts.

Es wird deutlich, dass Änderungen der Medientemperatur, in diesem Fall von 50 bzw. 100 auf 300 °C und umgekehrt, erst mit großer Verzögerung zu einer Änderung der Oberflächentemperatur führen. Da der Vorteil der Variothermie darin besteht, die Temperatur des Werkzeugs besser an den zyklischen Wärmeeintrag und -Entzug anzupassen, ist es von großer Wichtigkeit, dass Änderungen der Öltemperatur sich möglichst schnell auch an der Werkzeugoberfläche auswirken. Anhand der im Experiment gewonnenen Daten kann ein Simulationsmodell aufgebaut werden, welches der Realität gut entsprechend die Auswirkungen der Variothermie abbildet. So können etwa die in Abbildung 0-3 dargestellten Zyklen simulativ untersucht werden. Diesen Zyklen liegt für die konventionelle, stationäre Temperierung

eine Öltemperatur von 250 °C und für die variotherme Temperierung eine Temperatur von 300 °C bzw. 100 °C zugrunde. Die Zykluszeit beruht in diesem Fall darauf, dass vor dem Beginn des jeweils nächsten Formfüllvorgangs ein Temperaturunterschied von 20 °C zwischen beiden Temperierarten erreicht worden sein muss.

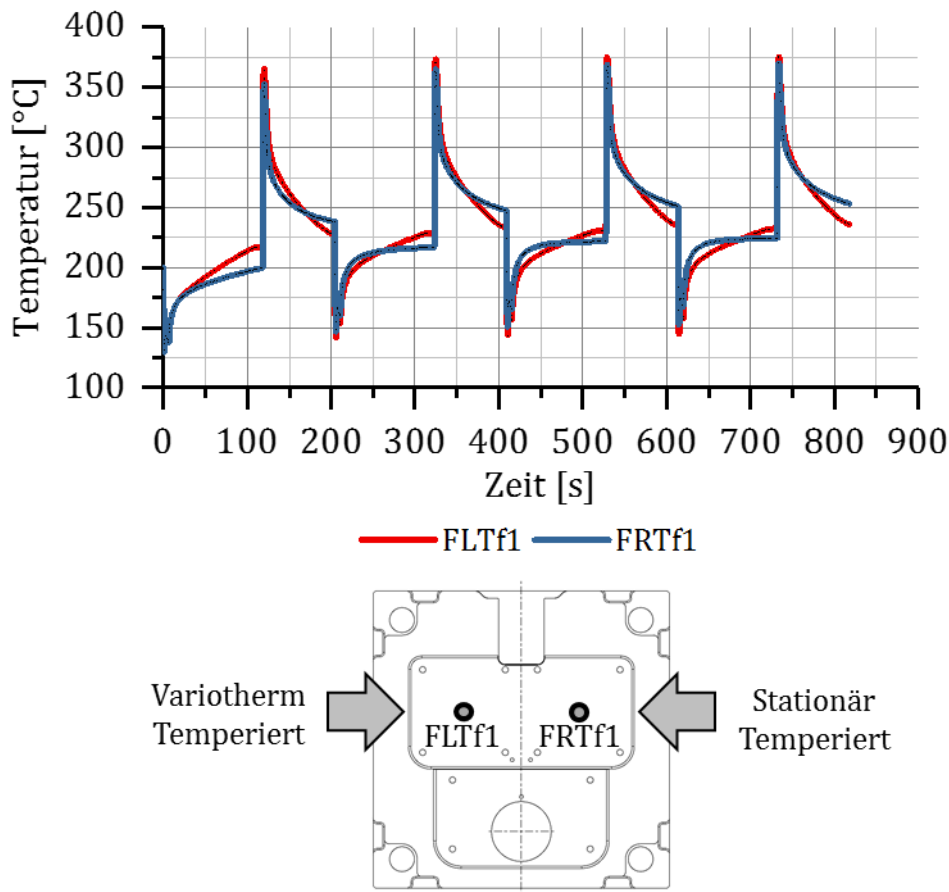


Abbildung 0-3: Simulierter Verlauf der Werkzeugtemperatur am Messpunkt FLTf1 bzw. FRTf1 über vier Gießzyklen (vgl. Tabelle 10-15) für die variotherm und die stationär temperierte Seite des Zwillingssplatten-Werkzeugs.

Es ist festzuhalten, dass das Volumen des Wärmetransports durch die Variothermie bereits an einem konventionellen Werkzeug vergrößert werden kann. Die geringen Temperaturunterschiede über einen Zyklus zeigen aber die erwartete Trägheit des vorliegenden Systems. Während somit die Gussqualität nicht nennenswert beeinflusst werden kann, so ist doch bereits für ein konventionelles Werkzeug ein Eingriff in Temperaturhaushalt des Werkzeugs möglich.

0.2.2. Optimierungspotenzial im Aufbau von Druckgießwerkzeugen

Aufgrund der trägen Reaktion eines konventionell gestalteten Gießwerkzeugs bei der variothermen Temperaturführung sind Anpassungen am Werkzeug für einen

erfolgreichen Einsatz dieser Temperiermethodik unumgänglich. Basierend auf den Erkenntnissen aus dem Kunststoffspritzguss gibt es hier vier Optimierungsansätze:

- Veränderung der Temperierkanalgeometrie (Konturnahe Temperierung)
- Reduktion der zu temperierenden Masse (Massereduktion der Einsätze)
- Reduktion der thermischen Masse (Thermische Entkopplung der Einsätze)
- Einsatz von Materialien mit höherer Wärmeleitfähigkeit

Für das Versuchswerkzeug wurden für diese Strategien konkrete Lösungen entwickelt und einzeln sowie miteinander kombiniert mit Hilfe der numerischen Simulation auf ihre Eignung hin überprüft. Die Temperaturentwicklung für einen Zyklus, bei welchem das Werkzeug von 200 °C ausgehend zunächst 500 s mit einer Medientemperatur von 300 °C geheizt und anschließend mit einer Medientemperatur von 100 °C für die jeweils gleiche Zeitspanne gekühlt und dann wieder geheizt wird, ist in Abbildung 0-4 dargestellt. Die Maßnahme mit der größten Auswirkung ist die Umstellung auf eine konturnahe Temperierkanalgeometrie. Hier kann der mit Abstand größte Effekt erzielt werden, wohingegen die thermische Entkopplung und die Massereduktion der Werkzeugeinsätze kaum eine Wirkung auf die Variothermie-Eignung zeigen.

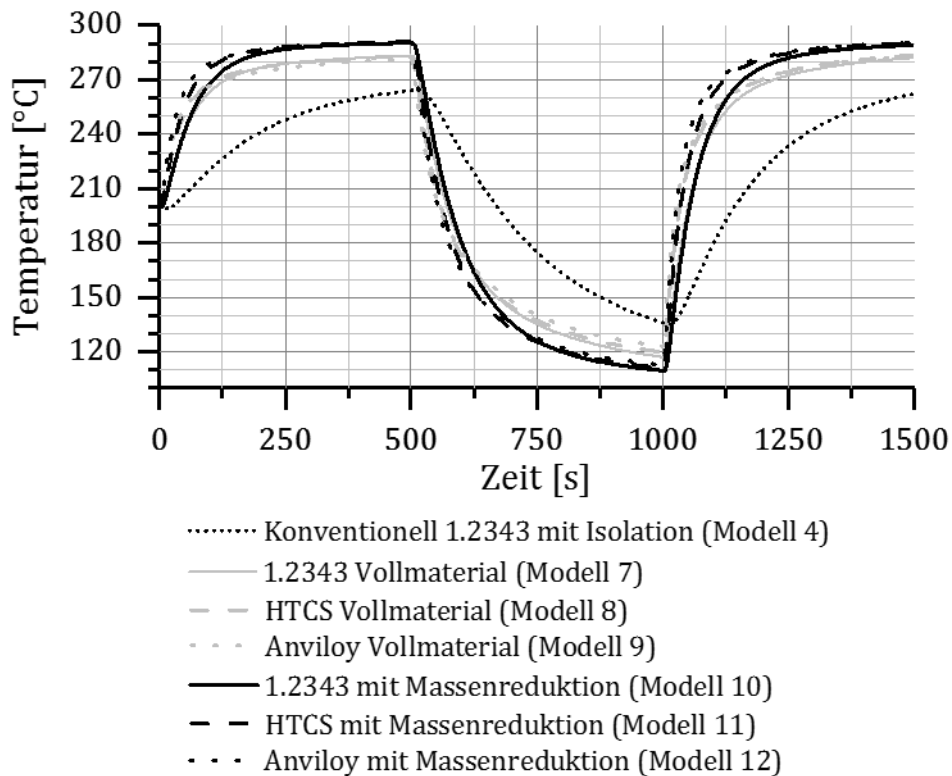


Abbildung 0-4: Simulierter Vergleich der Performance einer konturnahen Temperierkanalgeometrie am Messpunkt FLTf1 während des variothermen Heizen-Kühlen-Heizen-Zyklus (vgl. Tabelle 10-15) für ausgewählte Werkzeugmodelle des Zwillingssplattens-Werkzeugs (vgl. Tabelle 5-1).

Weiter verbessern lässt sich die Performance eines Werkzeugs durch den Einsatz von Materialien mit höherer Wärmeleitfähigkeit, hier dargestellt durch den HTCS-Stahl der Firma Rovalma, sowie dem Wolframwerkstoff Anviloy der Firma Weldstone. Als ideale Kombination wurde unter den untersuchten Varianten ein konturnah temperierter, thermisch entkoppelter und massereduzierter Einsatz aus einem Wolfram-Werkstoff identifiziert. Betrachtet man nun einen analog zu Abbildung 0-3 definierten Gießzyklus vergleichend für einen derart optimierten, variotherm temperierten Einsatz mit einem konventionell temperierten, nach heutigem Stand der Technik gestalteten Einsatz, so ergibt sich das in Abbildung 0-5 gezeigte Bild. Wird für beide Varianten die gleiche Zykluszeit zugrunde gelegt, so kann mit Hilfe der variothermen Temperierung eine zunehmende Überhitzung der Werkzeughälfte effektiv vermieden werden, während die stationär temperierte Seite eine schnell ansteigende Grundtemperatur aufweist.

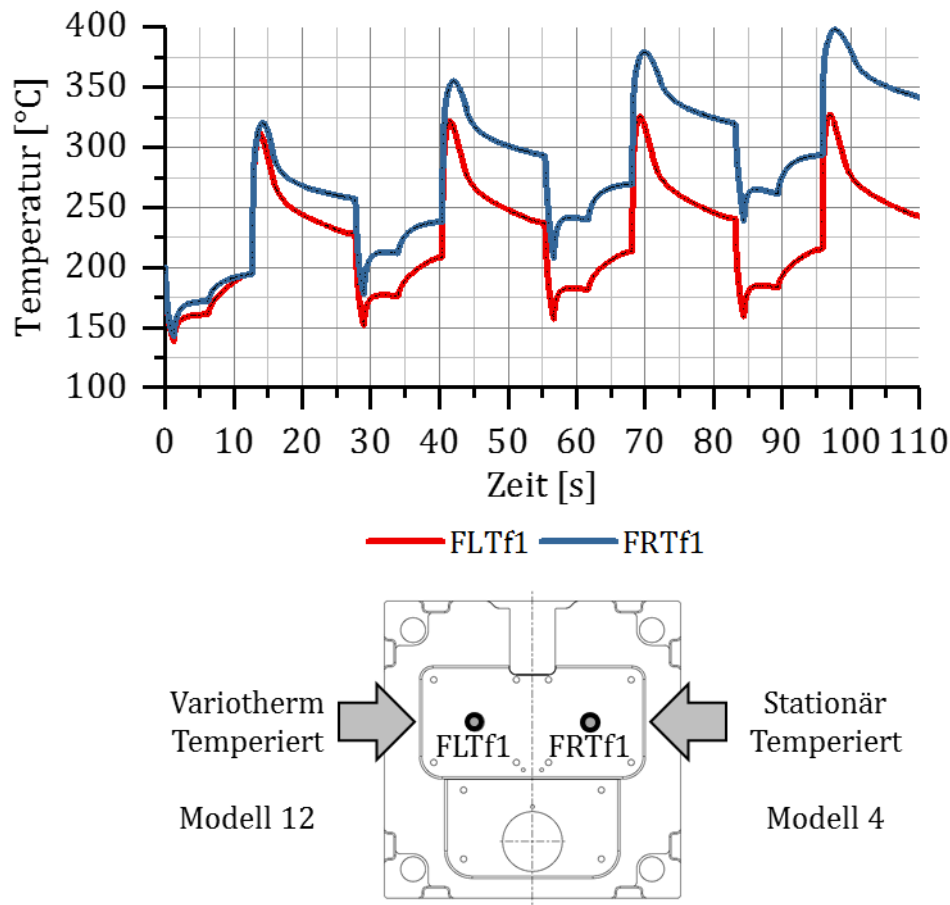


Abbildung 0-5: Simulierter Temperaturverlauf am Messpunkt FLTf1 bzw. FRTf1 über vier Zyklen (vgl. Tabelle 10-15) mit Sprühschritt für einen voll-optimierten, variothermen Einsatz (Modell 12) und einem stationär temperierten Einsatz nach Stand der Technik (Modell 4) des Zwillingssplatten-Werkzeugs.

Bei entsprechender Anpassung des Werkzeugaufbaus ist es somit möglich, eine variotherme Temperierung im Druckgießprozess erfolgreich einzusetzen. Basierend auf numerischer Simulation muss der Variothermie aber wider Erwarten ein negativer Einfluss auf die Werkzeugstandzeit attestiert werden. Die großen Anstrengungen, welche für die Anpassung des Werkzeugs nötig sind, führen daher aufgrund des fehlenden Einflusses auf die Gussqualität zu keinem nennenswerten Vorteil für den Prozess. Darüber hinaus ist die Variothermie durch das gezielte Heizen und Kühlen des Temperiermediums bzw. des Werkzeugs energieintensiver als eine stationäre Temperierung. Die Anwendung der Variothermie im Aluminiumdruckgießprozess ist auf Basis dieser Ergebnisse daher unter dem Gesichtspunkt des Erreichens definierter Oberflächentemperaturunterschiede eher unwahrscheinlich. Für eine sinnvolle Nutzung der fluidvariothermen Temperierung ist es aufgrund des

hohen benötigten Aufwandes im Werkzeugbau für den Leichtmetallguss unumgänglich, dass die Qualität des resultierenden Produktes verbessert wird. Die typischerweise geringen Wandstärken von Druckgusserzeugnissen bieten allerdings kaum Ansatzpunkte für eine Verbesserung durch Variothermie. Für den Druckguss kann aber festgehalten werden, dass die untersuchten Maßnahmen auch für eine Optimierung einer stationären Temperierung etwa hinsichtlich der Zykluszeit genutzt werden können. Des Weiteren konnte gezeigt werden, dass der Einsatz von Variothermie das Minimalmengensprühen unterstützen bzw. einen leichtere Realisierbarkeit dieses Verfahrens ermöglichen könnte. Ein vielversprechenderes Anwendungsgebiet ist vor dem geschilderten Hintergrund aber der Kokillenguss.

0.3. Potenzialstudie Kokillenguss

Der Anwendung der Variothermie im Druckguss wurde unter anderem aufgrund des fehlenden Einflusses auf das resultierende Gussteil eine Absage erteilt. Hinsichtlich der Wandstärke und damit der Erstarrungszeit ist der Kokillenguss aufgrund der prozessimmanenten Unterschiede vielfältiger als der Druckguss. Vor diesem Hintergrund stellt sich umso mehr die Frage, welche Kombination aus Temperierkanalanordnung und Gussteilwandstärke erforderlich ist, um einen Einfluss der variothermen Temperierung auf die Erstarrung zu ermöglichen. Um das Zusammenspiel zwischen Temperierkanalanordnung und Gussteil Nähe zu untersuchen, wurde ein abstrahiertes Modell eines Werkzeugs entwickelt, um mit Hilfe eines virtuellen Versuchsplans den potenziellen Wirkungsbereich einer variothermen Werkzeugtemperierung einzugrenzen. Mit Hilfe dieses parametrisch aufgebauten Modells kann gezeigt werden, dass die Konturnähe der Temperierung und die Wandstärke des Gusses entscheidend sind. Der betrachtete Aufbau besteht dabei aus einem plattenförmigen Gussteil, einem gleichgroßen Werkzeugeinsatz und einer entsprechenden Temperierung. Hinsichtlich der Wandstärken und Anordnung der Temperierkanäle werden diverse Variationen und Kombinationen überprüft.

Anhand der Ergebnisse wird deutlich, dass bei einer Temperierkanalanordnung, wie sie im untersuchten Zwillingssplatten-Druckgießwerkzeug zu finden ist, erst ab einer Wandstärke von 20 mm ein Unterschied im Dendritenarmabstand (DAS) erzeugt werden kann. Für eine konturnahe Lösung ist dies bereits für das betrachtete Minimum von 5 mm der Fall (siehe Abbildung 0-6). Mit $31,1 \mu\text{m}$ für die variotherm bzw. $33 \mu\text{m}$ für die stationär temperierte Variante wird ein Unterschied von $1,9 \mu\text{m}$ erreicht. Eine reproduzierbare Feinung des Gefüges unter realen Abgussbedingungen und den damit einhergehenden Schwankungen im Prozess kann aufgrund des geringen Unterschiedes aber eher nicht erwartet werden. Dieser Umstand stützt die

Vermutung, dass die Technologie für dünnwandigen Leichtmetallguss nicht qualitätssteigernd eingesetzt werden kann. Ein anderes Bild zeigt sich für größere Wandstärken: Für die maximale betrachtete Gussteilwandstärke von 50 mm wird ein Unterschied von 8,4 μm erreicht. Die Werte liegen dabei für die stationär temperierte Variante bei 72,2 μm und für die Variotherme bei 63,8 μm , auch die Erstarrungszeit wird deutlich reduziert. Letztere kann durch die größere Nähe zur Kontur und den Einsatz von Variothermie von 404,1 s auf 248,5 s gesenkt werden und liegt somit bei nur noch 61,5 % der für das Ausgangsmodell errechneten Zeit.

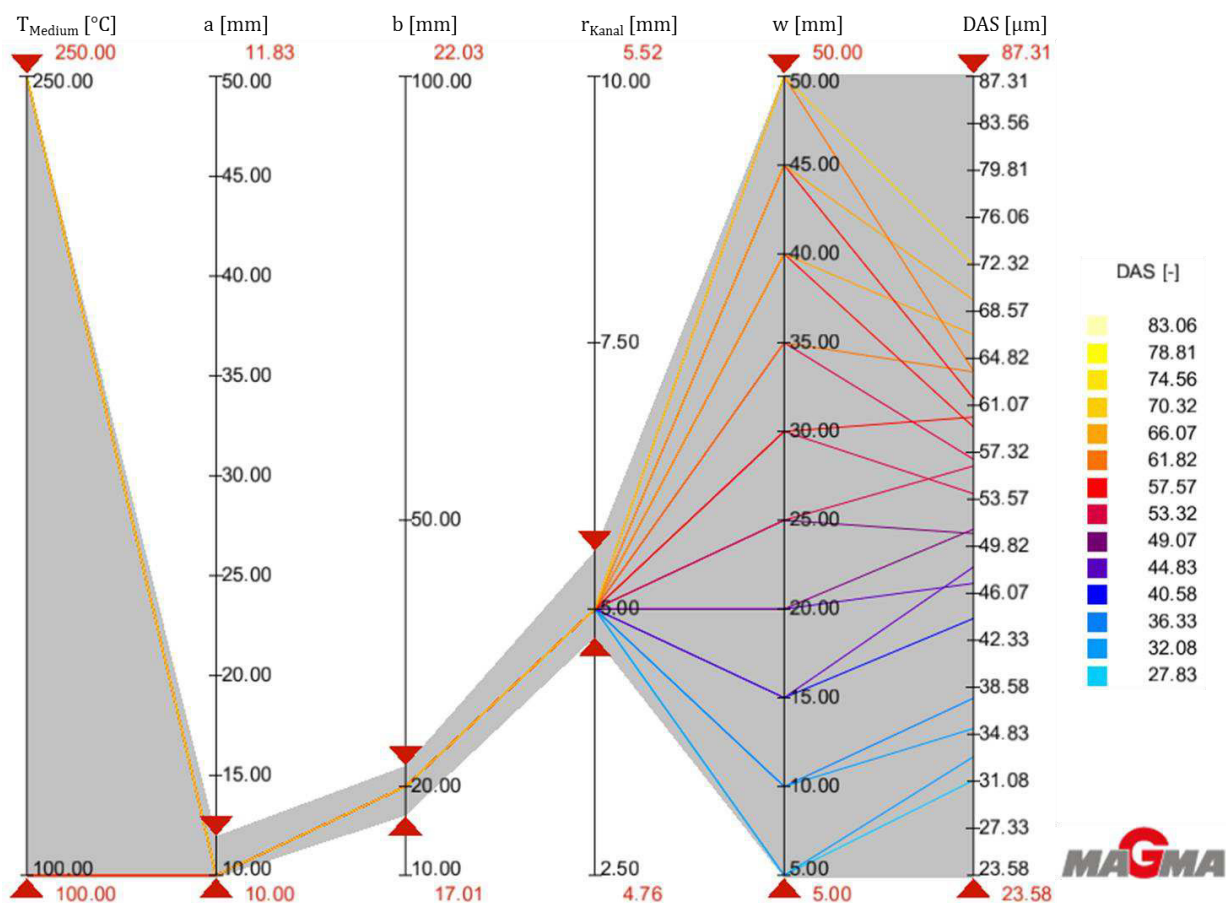


Abbildung 0-6: Einfluss der variothermen Temperierung auf den resultierenden DAS, für eine konturnahe Lösung.

Basierend auf den Ergebnissen dieser grundlegenden Berechnungen wurde ein Versuchsstand, welcher im Rahmen des Sonderforschungsbereiches (SFB) 1120 am Gießerei-Institut in Aachen konzipiert und aufgebaut wurde, adaptiert. In der Versuchskokille wird im Schwerkraft-Kokillenguss ein Napf hergestellt, welcher mit Wandstärken von 15,5 bis 45 mm einen breiten Bereich des vorab betrachteten Spektrums abdeckt. Das Temperiersystem für den Versuchsstand wurde dabei im

Bereich des innenliegenden Stahlkerns entsprechend der in Abbildung 0-6 dargestellten Konfiguration gestaltet. Nach einer Vorwärmzeit von 120 Minuten bei einer Öltemperatur von 300 °C wird mit der Formfüllung auch die Öltemperatur auf 100 °C umgeschaltet. Verwendet wird eine AlSi7Mg0,3-Schmelze, welche mit einer Temperatur von 750 °C vergossen wird. Als Maß für die Beeinflussung der Gussqualität wurde auch für diese Studie wieder der DAS bzw. der SDAS gewählt. Wie Abbildung 0-7 exemplarisch anhand eines Ausschnittes des Napfes aufzeigt, kann auch für diesen Versuchsaufbau ein DAS-Unterschied durch den Einsatz der Variothermie hervorgerufen werden. Wie zu erwarten war, fallen die Unterschiede dabei gering aus. Die Tatsache, dass sie sogar unterhalb der zuvor prognostizierten Differenzen liegen, ist auf die deutlich komplexere Struktur des untersuchten Bauteils und die beidseitige Temperierung des Gussteils zurückzuführen.

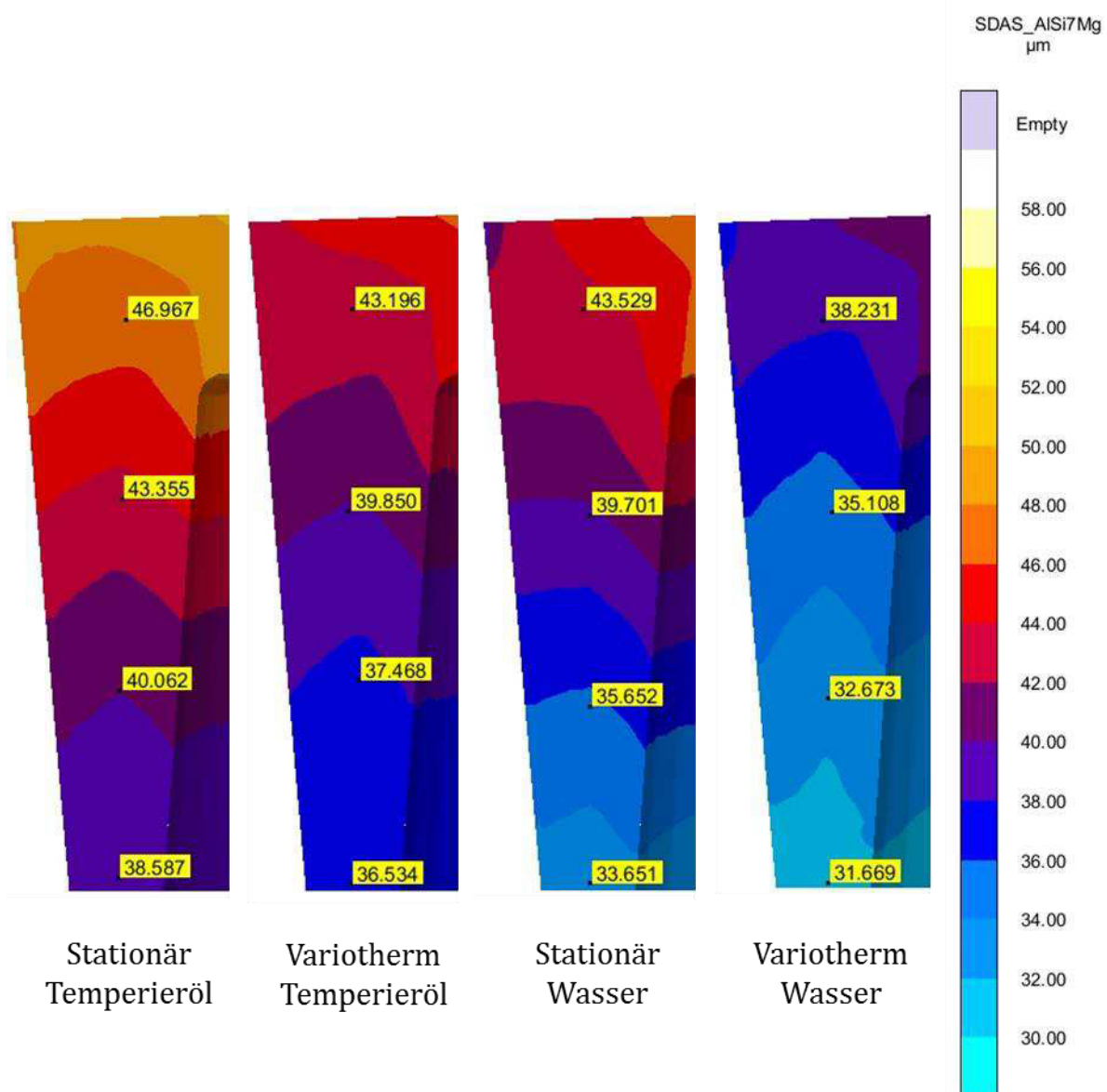


Abbildung 0-7: Simulierter Vergleich des SDAS bei stationärer und variothermer Temperierung mit Temperieröl bzw. Wasser.

Als Ausblick für eine mögliche Adaption wurde zudem Wasser als Temperiermedium mit Temperaturen von 180 °C bzw. 30 °C simuliert. Die dabei erzielten Ergebnisse sind ebenfalls in Abbildung 0-7 zu sehen. Der erzielte Effekt fällt hier insgesamt deutlich stärker aus, die Differenz zwischen stationär und variotherm temperierter Variante ist hinsichtlich des erreichten DAS größer. Beachtet werden muss dabei allerdings, dass die anfängliche Temperaturverteilung im Werkzeug durch die verringerte Medientemperatur für Wasser anders ist als für ein Temperieröl. Sofern die mit Wasser erzielbaren Temperaturen aber ausreichend sind, ist der erzielbare Effekt bei Verwendung der Variothermie als positiv zu werten. Die Ausführungen

zeigen auf, dass es im Bereich der numerischen Simulation möglich ist, eine Beeinflussung des Dendritenarmabstandes im Gussteil zu erreichen. Dies ist bereits für den mit Temperieröl betriebenen Stahlaufbau der Fall. Durch den Einsatz von Werkstoffen mit höherer Leitfähigkeit und Wasser als Temperiermedium kann der Unterschied darüber hinaus weiter gesteigert werden.

0.4. Zusammenfassung und Ausblick

Abschließend muss festgehalten werden, dass für den Einsatz von Variothermie im Druckguss ein großer Aufwand betrieben werden muss, für den im Bereich des konventionellen Aluminiumdruckgusses kein entsprechender Vorteil gegenüber konventioneller, stationärer Temperierung nachgewiesen werden konnte. Die Anwendung von Variothermie in diesem Umfeld ist daher unter den betrachteten Gesichtspunkten als nicht sinnvoll anzusehen, zumal mit ihrem Einsatz auch durch den gesteigerten Energiebedarf laufend Mehrkosten anfallen würden. Die erarbeiteten Optimierungsansätze für Gießwerkzeuge bergen jedoch das Potenzial in Kombination mit einer stationären Temperierstrategie einen Vorteil für das Verfahren zu erbringen. Darüber hinaus könnte sie bei der Erschließung neuer Produktspektren wie etwa Aluminium-Kunststoff-Guss-Hybriden von Nutzen sein.

In Abgrenzung zum Druckguss konnte für den Kokillenguss ein möglicher positiver Einfluss der Variothermie auf das Gussteil selbst aufgezeigt werden, sofern die für den Druckguss entwickelten Optimierungen zum Einsatz kommen. Das Ausmaß der möglichen Einflussnahme hängt dabei direkt mit dem Umfang der getroffenen Optimierungen und den auftretenden Wandstärken zusammen. Als Temperiermethode für ein gesamtes Werkzeug eignet sich die Variothermie aber auch an dieser Stelle weniger.

Die Ergebnisse deuten auf einen potenziellen Einsatz in bei stationärer Temperierung problematischen Bereichen hin. Dort, wo zu Prozessbeginn aufgrund langer Fließwege eine erhöhte Temperatur erforderlich ist, im Hinblick auf die Zykluszeit aber ein schneller Wärmeentzug nötig ist, könnte die Variothermie in Zukunft auch im Leichtmetallguss ihr Einsatzgebiet finden.

1. Einleitung

Die Verarbeitung von Aluminium im Druckgussverfahren ist in der deutschen Gießereiindustrie von großer Bedeutung. Weltweit ist der Druckguss das, bezogen auf die erzeugte Tonnage, wichtigste Gießverfahren, welches für Aluminium eingesetzt wird. Das Spektrum der zu fertigenden Bauteile hat sich dabei im Laufe der Zeit immer wieder verändert, womit neue Herausforderungen an den Prozess, die Maschinen und die eingesetzten Werkzeuge einhergingen. Seit einigen Jahren nimmt etwa der Anteil von Strukturguss im Produktspektrum immer weiter zu. Damit verbunden ist ein Wandel von kompakten Gussteilen wie etwa Zylinderkurbelgehäusen hin zu ausladenden, dünnwandigen Komponenten. Lange Fließwege, dünne Bauteilpartien und hohe Qualitätsanforderungen stellen deutlich höhere Ansprüche an bestimmte Aspekte des Verfahrens, als dies zuvor der Fall war. Das Bauteilportfolio, welches derzeit durch die Elektromobilität Eingang in die Fertigungen findet, lässt erwarten, dass diese Herausforderungen auch in Zukunft relevant sein werden. Ein konkretes Beispiel sind in diesem Fall die Batteriewannen, welche durch ihre Größe und Gestalt in ähnlicher Hinsicht anspruchsvoll sind.

Die eingesetzte Werkzeugtechnologie ist ein Baustein, welcher mit entscheidend dafür ist, ob eine wirtschaftliche Fertigung von qualitativ hochwertigem Guss in diesem Kontext gelingen kann. Aufgrund der Gestalt der Gussteile nimmt hier auch die Temperierung der Werkzeuge eine zunehmend wichtige Stellung ein. Komplexe Systeme sind nötig, um die großen Gießwerkzeuge auf ein stabiles, homogenes Temperaturniveau zu bringen und zu halten, damit ein konstant qualitativ hochwertiger Guss erzeugt werden kann. Das Aufkommen der generativen Fertigung im Werkzeugbau ist dabei ein hilfreiches neues Werkzeug. Ein Blick in Richtung des artverwandten Kunststoffspritzguss kann darüber hinaus hinsichtlich Optimierungspotenzialen lohnend sein. Vor diesem Hintergrund wird in der vorliegenden Arbeit die aus dem Spritzguss bekannte Technologie der *fluidvariothermen Temperierung* auf ihre Eignung für den Aluminiumdruckguss hin untersucht. Basierend auf aktuellen Erkenntnissen und Forschungsergebnissen werden zunächst die Grundlagen für einen Einsatz der Variothermie im Druckguss erarbeitet. Im Anschluss wird zunächst die Eignung des Temperierverfahrens bei Verwendung eines konventionellen Druckgießwerkzeugs überprüft. Folgend werden, basierend auf den Erkenntnissen aus dem Spritzguss, Optimierungsmaßnahmen für Druckgießwerkzeuge erarbeitet, welche auf eine gesteigerte Flexibilität der Temperatursteuerung ausgerichtet sind. Das Ziel der Arbeit ist es herauszufinden unter welchen Bedingungen die Variothermie geeignet ist, qualitativ hochwertigere oder neuartige Produkte herstellen und die kostenintensiven Werkzeuge länger im Betrieb halten zu

können. Abschließend wird mit dem Kokillenguss ein weiteres Gießverfahren betrachtet, um einen Ausblick auf weitere mögliche Anwendungsbereiche zu geben.

2. Problemstellung und Lösungsansatz

Variotherme Temperiersysteme sind im Kunststoffspritzguss bereits weit verbreitet und werden dort zur Herstellung von Bauteilen mit hoher Oberflächengüte eingesetzt. Dieses Ergebnis wird durch das Aufheizen der Werkzeuge bis auf Schmelztemperatur erreicht. Die Werkzeugtemperatur wird also gezielt den Anforderungen des Prozesses entsprechend gesteuert. Im Druckguss hingegen finden derartige Temperiersysteme derzeit keine Anwendung und sind darüber hinaus kaum Gegenstand der Forschung. Werkzeuge werden hier möglichst auf einer konstanten Temperatur gehalten, welche einen Kompromiss zwischen den Anforderungen während der Formfüllung und der Erstarrung der Gussteile darstellt. Inwiefern eine variotherme Temperierung im Aluminium-Druckguss ebenfalls Vorteile bringen kann oder ob sie überhaupt technisch umsetzbar ist, ist im Grunde nicht bekannt. Zwar gibt es in sehr geringem Umfang Fallstudien, aufgrund derer ein gewisses Potential für den Druckguss gegeben zu sein scheint, Wärmeträgermedien basierte Verfahren, welche die bewährten Temperieröle nutzen, sind allerdings noch nie detailliert betrachtet worden. Mit Hilfe eines variothermen Öl-Temperier-Aggregates soll nun das Potential dieser Technologie für den Aluminiumdruckguss beleuchtet werden.

Hauptfragestellungen

1. Inwiefern beeinflusst eine variotherme Temperierung den Druckgießprozess?
2. Wie wirkt sich eine variotherme Temperierung auf das Werkzeug und seine Standzeit aus?
3. Wie kann der Werkzeugbau angepasst werden, um eine variotherme Temperierung ideal zu unterstützen?

Aus diesen Fragestellungen leiten sich die Ausgangshypothesen her, welche im Zuge der Arbeit bestätigt oder falsifiziert werden sollen.

Hypothesen

1. Der Druckgießprozess kann durch den Einsatz von variothermer Temperier-technik im Hinblick auf Temperierpräzision verbessert und die Zykluszeit verkürzt werden.
2. Eine variotherme Temperierung kann dazu beitragen, die Werkzeugstandzeit zu erhöhen, indem die Temperaturen im Werkzeug besser an die Gegebenheiten im Prozess angepasst werden.

3. Der Werkzeugbau in der aktuellen Form ist für eine variotherme Temperierung nicht ideal, Verbesserungsmaßnahmen können hier Abhilfe schaffen und bergen gleichzeitig Potential für konventionelle, stationäre Fluid-Temperierungen.
4. Variotherme Temperierungen können die Grenzen des Prozesses im Hinblick auf die Fertigung hybrider Bauteile aus Aluminium und Kunststoff im Druckgussverfahren erweitern und neue Produktgruppen erschließen.

Lösungsansatz

Um die für den Druckgießprozess neuartige Technologie und ihre Auswirkungen möglichst genau beleuchten zu können, wird zunächst der Stand der Technik dargestellt. In diesem Zusammenhang gilt es neben den verfahrenstechnischen Grundlagen des Prozesses und der verwendeten Gießwerkzeuge vor allem die existierenden Ansätze zur Temperierung der Werkzeuge näher zu beleuchten. Neben der konventionellen, stationären fluidbasierten Temperierung sollen daher auch alternative Ansätze wie die variotherme Prozessführung aus dem Kunststoffspritzguss betrachtet werden. Um die der Temperierung zugrundeliegenden Phänomene und deren Abbildung in der numerischen Simulation nachvollziehen zu können, werden die physikalischen Grundlagen des Transportphänomens Wärmeübergang detailliert betrachtet. Abschließend ist die Werkzeugschädigung bzw. deren Vermeidung ein entscheidender Aspekt bei der Betrachtung der neuen Temperierungsansätze, weshalb zunächst die zugrundeliegenden Mechanismen entsprechend erläutert werden.

Im Bereich der experimentellen Arbeiten sollen zunächst die Gegebenheiten in Bezug auf das zur Verfügung stehende Versuchswerkzeug betrachtet werden. Mit Hilfe von Parameterstudien sowie umfangreicher Temperatur-Messtechnik soll zunächst ein detailliertes Bild der Realität geschaffen werden, um das Modell für die numerische Simulation entsprechend verfeinern zu können. Auf Basis des auf diese Weise verfeinerten Modells soll anschließend die Eignung des bestehenden Werkzeugs für den Einsatz einer Öl-basierten, variothermen Temperierung simulativ beleuchtet werden. Das derart angepasste Modell dient darüber hinaus als Grundlage für weitere simulative Untersuchungen.

Werkzeuge für eine variotherme Prozessführung werden im Kunststoffspritzguss in der Regel dezidiert auf eine derartige Temperierung hin ausgelegt. Damit einher geht etwa die Reduktion der zu temperierenden Masse der Werkzeuge. Das bestehende Werkzeug, welches als Grundlage dieser Arbeit dient, ist hingegen auf den konventionellen Druckguss ausgelegt und damit auf eine stationäre Temperierung. Das Ansprechverhalten des Werkzeugs auf eine dynamische Temperierung kann

daher im ersten Schritt als eher träge angenommen werden. Infolgedessen soll im Anschluss an die detaillierte Betrachtung des Ausgangszustandes eine detaillierte Studie zu möglichen Werkzeug-Modifikationen durchgeführt werden, welche die Adaptivität von Temperiersystemen verbessern können. Zu nennen ist auch hier vornehmlich die Reduzierung der zu temperierenden Massen auf verschiedenen Wegen. In diesem Zusammenhang sollen neben einer genaueren Betrachtung bestehender Gestaltungsrichtlinien für konventionell hergestellte Temperierungen auch der Einsatz von Isolierungen, einer Topologieoptimierung (bzw. Reduktion der Werkzeuggesamtmasse), und konturnaher Temperierungen näher beleuchtet werden. Die Aspekte werden dabei mittels numerischer Simulation betrachtet und bewertet. Wann immer möglich kommen ergänzende Versuche an Druckgießwerkzeugen und Prüfständen zum Einsatz, um die Ergebnisse der Simulation zu validieren oder die Simulationsmodelle entsprechend zu trimmen.

Abschließend sollen zunächst die Auswirkungen der betrachteten Maßnahmen auf den Wärmehaushalt und die prognostizierte Standzeit des Versuchswerkzeugs untersucht werden. Um die Eignung der Temperiermethodik für die Praxis besser bewerten zu können, sollen neben der detaillierten Analyse des akademischen Versuchswerkzeugs Potentialstudien anhand praxisrelevanter Bauteilgeometrien durchgeführt werden. Zum Ende sollte auf Basis der Ergebnisse dieser Arbeit eine Abschätzung zur Eignung der variothermen Prozessführung für den Druckguss möglich sein. Zusätzlich sollen die betrachteten Maßnahmen zur Steigerung der Adaptivität hinsichtlich ihrer Eignung für diese, aber auch andere Temperier-Verfahren abgeschätzt werden.

3. Grundlagen und Stand der Technik

Im vorliegenden Kapitel wird zunächst der Druckgießprozess mitsamt seiner wichtigsten Prozessmerkmale und Qualitätsgrößen vorgestellt. Neben dem Prozess werden auch der Aufbau und die Funktionsweise von Druckgießwerkzeugen erläutert. Eine besondere Rolle nimmt in diesem Zusammenhang die Temperierung dieser Werkzeuge ein. Ein weiteres Thema werden die zugrundeliegenden physikalischen Phänomene der Wärmeübertragung sein, welche für das Verständnis der Vorgänge essentiell sind. Abschließend werden die aus dem Prozess resultierenden Schädigungen des Werkzeugs näher beleuchtet.

3.1. Der Druckgießprozess

Das Gießen wird der Gruppe der Urformverfahren zugeordnet und damit fallen sämtliche Gießverfahren in die Hauptgruppe 1 der in der DIN 8580 [1] genannten Verfahren. Innerhalb der Gießverfahren wird das Druckgießen als Gießverfahren mit Dauerformen eingeordnet und zählt zu den dynamischen Gießprozessen mit bewegter Schmelze. Der Druckguss ist im Bereich Aluminium-Formguss das dominierende Gießverfahren. Mehr als die Hälfte aller Gussprodukte aus diesem Metall wurden im Jahr 2011 im Druckguss hergestellt [2]. Charakteristisch für das Druckgießverfahren sind die hohen Fließgeschwindigkeiten der Schmelze von bis zu 70 m/s sowie Drücke von 1000 bar und mehr. Eine komplette Füllung des Gießwerkzeugs mit Schmelze dauert daher oftmals weniger als 100 ms [3-5]. Dies stellt einen deutlichen Unterschied zu vielen anderen Gießverfahren dar, welche oft auf einer möglichst ruhigen, laminaren Formfüllung basieren. Aus den typischen Randbedingungen des Druckgießprozesses ergibt sich seine besondere Eignung für das Gießen von komplexen, dünnwandigen Strukturen, welche endabmessungsnah und mit einer hohen Oberflächengüte gefertigt werden können [6]. Auf der anderen Seite machen die hohen physikalischen Lasten, die im Druckgießprozess auftreten, eine aufwendige Anlagentechnik erforderlich. Druckgießmaschinen müssen zum einen in der Lage sein, die hohen Geschwindigkeiten und Drücke zu realisieren, zum anderen müssen sie die verwendeten Druckgießwerkzeuge während des Gießvorgangs geschlossen halten können.

In Abbildung 3-1 ist beispielhaft eine Druckgießzelle abgebildet. Den an sie gestellten Anforderungen folgend, lässt sich der Kern der Zelle, die Druckgießmaschine in zwei Grundkomponenten zerlegen: die Schließ- und die Gießeinheit. Die Schließeinheit hat dabei die Aufgabe, das Werkzeug bzw. Teile des Werkzeugs zu verfahren und das Werkzeug während des Abgusses, welcher auch als Schuss bezeichnet wird, geschlossen zu halten. Die Bewegung sowie die Verriegelung werden

bei Druckgießmaschinen üblicherweise über ein Doppelkniehebelsystem gewährleistet. Man spricht in diesem Zusammenhang von einer *formschlüssigen Zuhaltung*. In der Schließeinheit bzw. an dessen Grenze zur Gießeinheit ist die Gießform untergebracht, welche im Druckguss als Werkzeug bezeichnet wird. Es wird dazu auf den Aufspannplatten der Gießanlage befestigt. Das Werkzeug als wesentlicher Bestandteil der Druckgießanlage soll im nachfolgenden Kapitel 3.2 näher beleuchtet werden. Geführt werden die Aufspannplatten und damit auch das Werkzeug über vier Säulen. Auf der Rückseite der festen Aufspannplatte schließt sich an die Schließeinheit die Gießeinheit an, welche im Wesentlichen aus der Gießgarnitur mit Gießkammer, Gießkolben und Kolbenträgerstange sowie dem Gießenantrieb besteht. Eine Vielzahl von Prozessgrößen im Druckguss bezieht sich dabei direkt auf die Bewegung des Gießkolbens

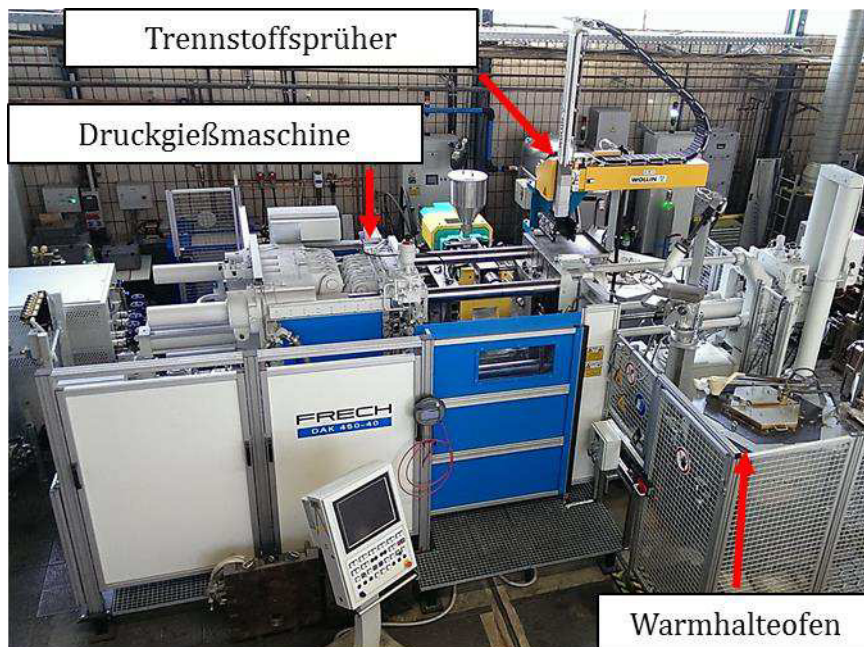


Abbildung 3-1 Aufbau der hybriden Druckgießzelle am Gießerei-Institut in Aachen.

Druckgießmaschinen sind oft in hoch automatisierte Prozessketten integriert, man spricht in diesem Zusammenhang von einer Druckgießzelle [7]. Diese umfasst neben der Gießmaschine zahlreiche Peripheriegeräte wie etwa Warmhalteöfen für die zu verarbeitende Metallschmelze, Heiz-Kühl-Geräte zur Temperierung des Gießwerkzeugs, Sprühvorrichtungen für den Trennmittelauftrag und diverse Roboter für verschiedenste Operationen. Diese hohe Automatisierung macht das Verfahren auch für Hochlohnländer wie Deutschland attraktiv [8]. Die benötigte Peripherie richtet sich dabei auch nach der konkreten Verfahrensart. Hier wird im Druckguss

zwischen dem sogenannten *Warmkammer-* und dem *Kaltkammerverfahren* unterschieden. Bei Warmkammermaschinen befindet sich die Gießkammer direkt im Schmelze-Reservoir und ist daher nur für niedrigschmelzende Werkstoffe wie etwa Zink und Magnesium geeignet. Aluminium hingegen kann derzeit ausschließlich im Kaltkammerverfahren vergossen werden, da das Aluminium andernfalls die Gießkammer auflösen würde. Neben Aluminium werden im Kaltkammerverfahren auch Kupferbasis-Werkstoffe und Magnesium verarbeitet. Bei Kaltkammermaschinen befindet sich die Schmelze in einem separaten Warmhalteofen und wird mittels Manipulator oder Roboter zur Gießkammer transportiert. Die in Abbildung 3-1 dargestellte Maschine ist eine solche Kaltkammeranlage in horizontaler Bauweise. In Abbildung 3-2 wird exemplarisch der Prozessablauf für eine derartige Anlage dargestellt.

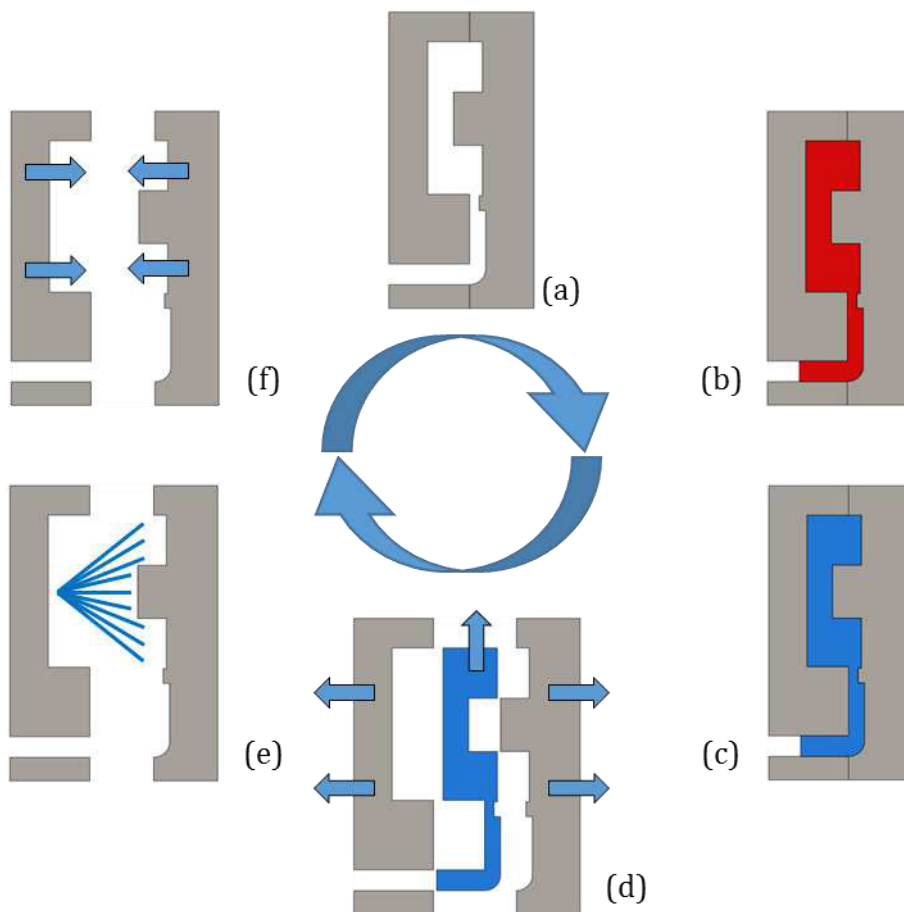


Abbildung 3-2 Prozessablauf für den Kaltkammer Druckguss, beginnend mit einem gießbereiten Werkzeug (a), gefolgt von der Formfüllung (b), der Erstarrung des Gussteils (c), der Gussteil-Entformung (d), dem Trennstoffsprühen und Ausblasen (e) sowie dem Schließen des Werkzeugs (f) bevor der Zyklus erneut beginnt.

Ausgehend von einem für das Gießen vorbereiteten Werkzeug beginnt der Druckgießprozess mit dem Schließen der beiden Werkzeughälften. Sobald das Werkzeug geschlossen ist, kann das Befüllen der Gießkammer beginnen. Dies erfolgt entweder über Gießöfen, Manipulatoren oder den Gießer selbst, abhängig vom Automatisierungsgrad und Qualitätsanspruch an das resultierende Gussteil. Angestrebt wird dabei ein Gießkammerfüllgrad von 50-80 % [6]. Nach Abschluss der Befüllung beginnt der eigentliche Gießzyklus, welcher sich in drei Phasen gliedern lässt:

1. Vorlaufphase

Der Gießkolben wird langsam auf ein konstantes, niedriges Geschwindigkeitsniveau beschleunigt und die Schmelze in Richtung des Gießlaufes bzw. der Anschnitte transportiert. Idealerweise wird dabei schnellstmöglich eine bis an die Gießkammerdecke aufsteigende Wellenfront eingestellt. Ein Ablösen der Welle vom Kolben aufgrund zu geringer Geschwindigkeiten sowie ein Brechen der Welle durch zu hohe Geschwindigkeiten sind dabei im Interesse der Vermeidung von Luft- und Oxideinschlüssen zu vermeiden. In dieser Phase sind vor allem die Gießparameter von Bedeutung. Sobald die Schmelze auf einen Füllgrad von 100% zusammengeschoben ist, wird die zweite Phase des Gießzyklus eingeleitet.

2. Füllhubphase

In dieser Phase des Prozesses wird der Gießkolben auf eine deutlich erhöhte Geschwindigkeit beschleunigt. Das Gießmetall wird dabei durch die Anschnitte innerhalb kürzester Zeit in den Formhohlraum gepresst. Die dort noch vorhandene Luft wird idealerweise durch die einströmende Schmelze verdrängt und vollständig über ein Entlüftungssystem aus dem Werkzeug abgeführt. Die Füllhubphase wird ähnlich wie die Vorlaufphase stark durch Gießparameter beeinflusst, darüber hinaus besteht hier allerdings auch ein großer Einfluss der Geometrie von Gießsystem und Gussteil. Ist der Formhohlraum vollständig gefüllt, beginnt die dritte und letzte Phase des Gießzyklus.

3. Nachdruckphase

Nach der vollständigen Füllung des Formhohlraums wird der Gießkolben schlagartig abgebremst, der Druck wird jedoch weiterhin aufrechterhalten. Dies dient der Verdichtung des Gussteils bzw. dem Ausgleich der erstarrungsbedingten Volumenkontraktion. Dies ist notwendig, da das klassische Dichtspeisen mittels Speisern für den Druckguss nicht möglich ist. Diese

Phase wird wesentlich durch die Gestaltung der Druckpfade im Gießsystem (etwa der Gießläufe und Anschnitte) sowie die Werkzeugtemperierung beeinflusst. Das komplexe Gebiet der Werkzeugtemperierung wird im Kapitel 3.3 näher erläutert werden.

Aus den drei Phasen des Gießzyklus ergeben sich für die Kolbengeschwindigkeit, den Kolbenweg und den Gießdruck die für den Druckgießprozess typischen Gießkurven, welche exemplarisch für einen Schuss in Abbildung 3-3 dargestellt sind. Die drei Phasen des Gießzyklus sind hier deutlich zu erkennen.

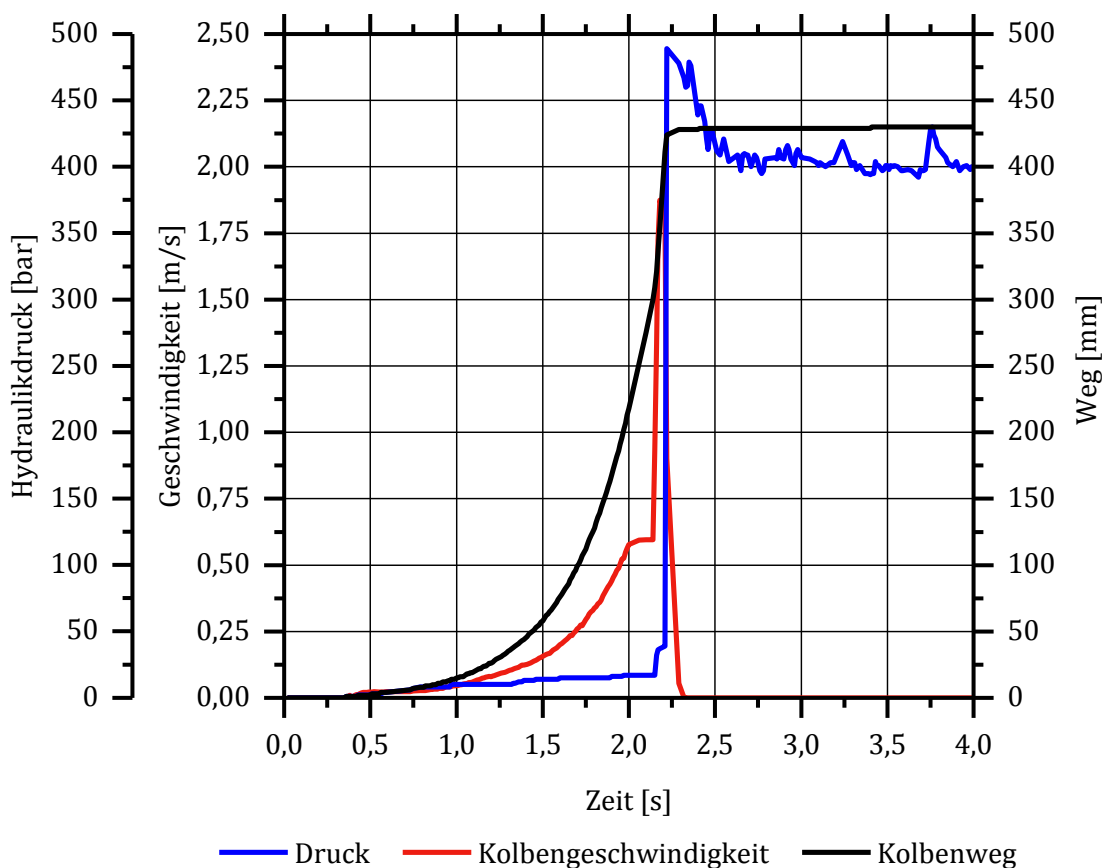


Abbildung 3-3 Schusskurve für einen Druckgießzyklus.

Nach Ablauf des Gießzyklus und nachdem das Gussteil vollständig erstarrt ist, wird das Werkzeug wieder geöffnet. Mit Hilfe der Auswerfer in der beweglichen Formhälfte (siehe Kapitel 3.2) wird das Gussteil entformt und aus dem Werkzeug entnommen. Im letzten Schritt wird das Werkzeug dann für den nächsten Gießvorgang vorbereitet. Die Werkzeughälften werden dazu mit Hilfe eines Sprühers mit einem Wasser-Trennstoff-Gemisch benetzt, welches ein Anhaften des Gießmetalls

an der Form verhindern soll und gleichzeitig zu einem Kühlen der Formkontur beiträgt. In Kombination mit dem Wärmeeintrag durch das Gießmetall, welches im Falle von Aluminium mit rund 700 °C auf die Formoberfläche trifft, führt das Trennstoffsprühen zu einer starken Belastung der Form durch *Thermoschock*. Dieser und weitere Mechanismen führen auf lange Sicht zum Ausfall von Druckgießwerkzeugen (siehe dazu auch Kapitel 3.5). Daher werden zunehmend Varianten wie das Minimalmengen- oder das Pulver-Sprühen eingesetzt, was den Thermoschock verringert, aber dabei die Anforderungen an die Werkzeugtemperierungen erhöht. Ist das Sprühen abgeschlossen, folgt oftmals noch ein Ausblasen des Werkzeugs mittels Druckluft, um Rückstände aus dem Formhohlraum zu entfernen. Das Werkzeug ist nun anschließend bereit für den nächsten Abguss.

Im Zusammenhang mit dem Druckgießprozess gibt es zahlreiche Einflussfaktoren, welche sich auf die Qualität der gefertigten Gussteile auswirken [3; 9; 10]. Der Geschwindigkeit des Gießkolbens etwa wird, wenn auch kontrovers diskutiert, ein deutlicher Einfluss auf die resultierende Porosität attestiert [10-14]. Der Einfluss des Nachdrucks auf dieses für den Druckguss höchst wichtige Qualitätsmerkmal wird im Allgemeinen sogar als noch größer eingeschätzt [3; 4; 10-12]. Wie stark dieser Einfluss jeweils ausgeprägt ist, hängt oftmals auch direkt mit dem verwendeten Gießwerkzeug zusammen. Auch das Gießwerkzeug als solches bringt weitere Einflussgrößen in den Prozess ein, welche die Gussteilqualität maßgeblich beeinflussen, und ist damit von zentraler Bedeutung. Der grundsätzliche Aufbau dieser Gießwerkzeuge sowie deren Funktionsweise werden im folgenden Abschnitt detailliert vorgestellt.

3.2. Aufbau und Funktionsweise von Druckgießwerkzeugen

Druckgießwerkzeuge sind im Hinblick auf die Gussteilkosten im Druckgussverfahren einer der wesentlichen Faktoren. Bei Druckgießwerkzeugen handelt es sich meist um Unikate. In den weitaus meisten Fällen liegt derzeit eine eins zu eins Beziehung zwischen Gussteil und Werkzeug vor, da Modularisierungs- und Standardisierungsmethoden in diesem Zusammenhang oftmals noch aufgrund von Komplexität und betriebswirtschaftlichen Restriktionen scheitern [15]. Der Aufbau der Formen ist jedoch oft ähnlich, weshalb es Bestrebungen in diese Richtung gibt [15; 16]. Die Aufgabe der Werkzeuge ist in ihren Grundzügen immer gleich: Im Werkzeug ist der Formhohlraum enthalten, welcher die Schmelze aufnehmen muss. Gleichzeitig muss die enthaltene Luft während des Gießvorganges abgeführt und der Schmelze nach vollständiger Formfüllung die Wärme entzogen werden. Die Maßhaltigkeit des resultierenden Gussteils und dessen Qualität hängen dabei neben den gewählten Prozessparametern im Wesentlichen vom Gießwerkzeug ab. [3; 6]

In einem ersten Schritt lassen sich alle Druckgießwerkzeuge in zwei Hälften aufteilen. Im geschlossenen Zustand formen beide Hälften gemeinsam das Negativ des Gussteils, den Formhohlraum bzw. die Kavität. Beide Werkzeughälften beherbergen unterschiedliche Komponenten, welche an der Gussteilherstellung mitwirken und im Prozessverlauf unterschiedliche Aufgaben übernehmen. Die Bezeichnung der Komponenten kann der Norm DIN ISO 12165 [17] entnommen werden und ist in Abbildung 3-4 in Auszügen zu sehen. Die Komponenten eines Werkzeugs werden vor allem im Hinblick darauf unterschieden, ob sie mit der Schmelze in Kontakt kommen (hochbelastete Komponenten) oder nicht. Beiden Werkzeughälften gemein ist der sogenannte *Formrahmen*, an welchen die weiteren Komponenten angebaut werden, sowie das Führungssystem. Die Bestandteile des Rahmens müssen den Belastungen durch den Metalldruck und den durch die Maschine aufgebrachtten Lasten widerstehen können und sind daher oft sehr massiv ausgeführt. Aufgrund des Lastkollektivs kommen für den Formrahmen nur Werkzeugstähle in Frage. Da kein direkter Kontakt mit der Schmelze besteht, wird oft auf weniger hochwertige bzw. hochlegierte Sorten gesetzt wie etwa die Stahlsorte 1.1730. Um den Herstellungsaufwand und die Kosten möglichst gering zu halten, wird für den Formrahmen ein Standardaufbau bevorzugt, welcher mit Hilfe von Normalien realisiert werden kann.

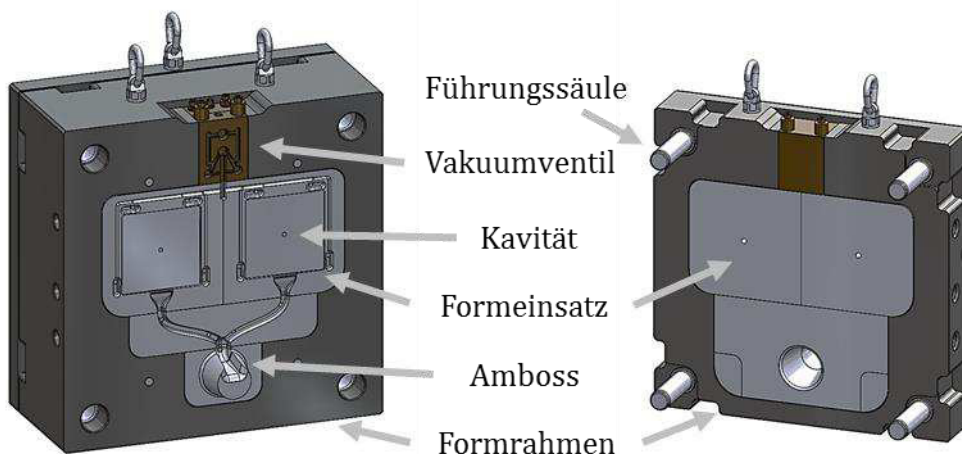


Abbildung 3-4 Das Druckgießwerkzeug und seine Hauptkomponenten.

Seinen drei Aufgaben entsprechend ist der Formrahmen der festen Formhälfte vergleichsweise simpel aufgebaut. Die Aufgaben liegen in der (1) Aufnahme der Hälfte der formgebenden Komponenten, der (2) Aufnahme der Gießkammer und er muss darüber hinaus eine (3) Aufspannmöglichkeit zur Anbindung an die Gießmaschine bieten. Der Aufbau der beweglichen Formhälfte fällt im Vergleich deutlich

komplizierter aus, da hier mehr Komponenten und Funktionen untergebracht sind. Der auffälligste Unterschied ist der Umstand, dass die Aufspannplatte durch Distanzleisten vom Rahmen getrennt ist. Der auf diese Weise geschaffene Hohlraum nimmt das stets in der beweglichen Formhälfte untergebrachte Auswerferpaket auf. Dieses besteht aus der Auswerferhalteplatte, durch welche die Auswerferstifte geführt werden, und der Auswerfergrundplatte, welche mit ihr verschraubt wird und so die Auswerferstifte fixiert. Dass sich das Auswerferpaket stets in der beweglichen Formhälfte befindet, hängt damit zusammen, dass Werkzeuge grundsätzlich so gestaltet werden, dass das Gussteil auf dieser Hälfte hängen bleibt und bei Formöffnung entsprechend mitbewegt wird. Bei geöffneter Form betätigt die Gießmaschine die Auswerfermechanik, die Auswerfer fahren vor und das Gussteil wird entformt. Konstruktiv wird die Bauteilmitnahme auf der beweglichen Formhälfte etwa dadurch begünstigt, dass das Bauteil bevorzugt so gelagert wird, dass es auf den formgebenden Komponenten dieser Werkzeughälfte auf- und von jenen der anderen Hälfte wegschrumpft. Aus diesem Grund werden auch Schieber, welche im Druckguss für die Darstellung von Hinterschnitten genutzt werden, bevorzugt in dieser Werkzeughälfte untergebracht.

Beide Werkzeughälften eines Druckgießwerkzeugs beherbergen darüber hinaus einige hochbeanspruchte Baugruppen, welche während des Gießvorganges direkt mit der metallischen Schmelze im Kontakt stehen. Eine dieser Komponenten ist der Eingussverteiler, welcher die Schmelze aus der Horizontalen um 90° hin zur Kavität umlenkt. Die zweite Baugruppe hochbeanspruchter Komponenten sind die Einsätze, welche die Geometrie des Gussteils und des Gießsystems abbilden. Sie haben den direktesten Einfluss auf die resultierende Gussteilqualität und sind daher von größter Bedeutung. In der Regel sind die Einsätze die kostenintensivsten Komponenten eines Werkzeugs, da sie oftmals eine komplexe Geometrie aufweisen, welche aufwendig bearbeitet werden muss. Dies wird wiederum durch die verwendeten, hochwertigen Werkstoffe weiter erschwert. Sie unterliegen sowohl thermischen als auch chemischen und mechanischen Belastungen. In Europa werden für die Einsätze bevorzugt Werkzeugstähle der Gruppen 1.2343 und 1.2344 eingesetzt, da diese den an sie gestellten Anforderungen entsprechen [3]. Oftmals werden diese Stähle vorab zusätzlich dem Elektroschlack-Umschmelzverfahren (ESU) unterzogen, um die Eigenschaften weiter zu verbessern. Den mechanischen Belastungen wird bei der Auslegung durch diverse Gestaltungsrichtlinien Rechnung getragen [18; 19]. Dem chemischen, vor allem aber dem thermischen Angriff versucht man durch den Einsatz von Sondergütern beizukommen. Umfangreiche Untersuchungen zu diesem Thema finden sich etwa bei R. Heid [20], welcher vergleichende Untersuchungen zwischen sogenannten *Premiumgütern* und *Standard-Gütern* durchgeführt hat. Es gibt

zahlreiche Arbeiten an der Verbesserung von Werkzeugstählen für den Einsatz im Druckgussformenbau. Ein Betätigungsfeld ist hier etwa die Herstellung von Stählen, welche über eine erhöhte Wärmeleitfähigkeit verfügen [21; 22]. Ein derart modifizierter Stahl bietet den Vorteil, dass die Wärme, welche durch die Schmelze in das Werkzeug eingebracht wird, schnell abtransportiert werden kann. Dies wiederum führt zu einer besseren Beständigkeit gegenüber der Brandrissbildung (siehe Kapitel 3.5). Ähnliche Arbeiten existieren auch im Hinblick auf die weiteren Hauptmerkmale wie Warmfestigkeit, Duktilität, Zähigkeit und Zerspanbarkeit.

Die Formkontur wird entweder durch Funkenerosion oder durch zerspanende Verfahren wie das CNC-Fräsen eingebracht. Im Fall einer zerspanenden Bearbeitung wird der Einsatz zunächst zu ca. 70 % fertig bearbeitet, inklusive ggf. notwendiger Bohrungen. Dies erfolgt bei einer Härte von 28-30 HRC. Im Anschluss wird das Werkstück vergütet, liegt anschließend im Härte-Bereich von 42-46 HRC und wird in diesem Zustand fertig bearbeitet. Besonders wichtig ist es bei der mechanischen Bearbeitung und bei der Wärmebehandlung keine Vorschädigung im Werkzeugeinsatz hervorzurufen. Da komplex gestaltete, monolithische Einsätze kaum gleichmäßig wärmebehandelt werden können und sie dadurch kein homogenes Eigenschaftsprofil aufweisen, werden Werkzeuge oft auch mit mehreren Einsätzen bestückt. Diese Einsätze bilden dann in ihrer Gesamtheit die Kavität des Werkzeugs ab. Dies bietet auch im Bereich der Instandhaltung gewisse Vorteile, da bei korrekter Ausführung auf diese Weise hochbelastete Komponenten austauschbar gestaltet werden können. Schnell verschleißende Partien der Kavität können so mit vergleichsweise geringem Aufwand getauscht werden. Ein Nachteil sind die auf diese Weise zusätzlich entstehenden Trennungen im Werkzeug.

Die Gestaltung der Einsätze ist ein sehr komplexer Vorgang, da viele Funktionsmerkmale integriert werden müssen und der Einsatz in seiner Gestalt von vielen anderen Komponenten beeinflusst wird. Gleichzeitig haben die Einsätze selbst einen großen Einfluss auf andere Komponenten [15]. Neben der Gussteilgeometrie müssen hier etwa Bohrungen für die Auswerfer, die Formentlüftung und die Temperierung (näheres dazu in Kapitel 3.3) untergebracht werden. Darüber hinaus sind sie von allen Werkzeugkomponenten den größten Belastungen ausgesetzt und daher diversen Schädigungsmechanismen unterworfen (näheres in Kapitel 3.5), welche entsprechend bei der Gestaltung berücksichtigt werden müssen.

3.3. Temperierung von Druckgießwerkzeugen

Der zyklische Wärmeeintrag, welcher mit dem in Abschnitt 3.1 skizzierten Prozess einhergeht, führt dazu, dass in jedem Gießzyklus eine gewisse Wärmemenge aus

dem Werkzeug abgeführt werden muss. Wenn dies nicht geschieht, würde die Temperatur des Gießwerkzeugs immer weiter steigen und stabile Fertigungsbedingungen ließen sich nicht einstellen. Die Temperaturführung im Werkzeug ist daher von großer Bedeutung, nicht nur für das Gussteil, welches es zu fertigen gilt, sondern auch für das Werkzeug selbst. Neben der Bauteilqualität und der Formstandzeit wird auch die Zykluszeit entscheidend durch die Wärmeabfuhr aus dem Gussteil und letztlich aus dem Werkzeug beeinflusst. Die Temperierung ist damit ein maßgeblicher Faktor im Hinblick auf die Wirtschaftlichkeit des Gießprozesses. Für eine optimale Gestaltung des Temperiersystems ist es zunächst unerlässlich, die Wärmebilanz des gesamten Werkzeugs zu betrachten. Sind Wärme Ein- und Austrag für ein untemperiertes Werkzeug bekannt, kann das zu gestaltende Temperiersystem bedarfsgerecht ausgelegt werden.

Um die gewünschte Erstarrung der vergossenen Schmelze herbeizuführen, muss das Gießwerkzeug eine große Wärmemenge aufnehmen und abführen können [23]. Mit der Zielgröße eines thermisch stabilen Zustandes muss innerhalb eines Gießzyklus genau die Wärmemenge abgeführt werden, welche mit der Schmelze in das Werkzeug eintritt und während der Abkühlung und Erstarrung an das Werkzeug abgegeben wird. Die zugeführte Wärmemenge Q steht daher in einem stabilen Zustand im Gleichgewicht mit der abgeführten Wärme, welche sich wiederum weiter unterteilen lässt. Soll etwa die Werkzeugtemperierung genauer betrachtet werden, so bietet sich die folgende Formulierung des Gleichgewichtszustandes an:

$$Q = Q_U + Q_{TS} \quad (3.1)$$

Mit:	Q :	durch die Schmelze zugeführte Wärmemenge [J]
	Q_U :	an die Umgebung abgeführte Wärmemenge [J]
	Q_{TS} :	über das Temperiersystem abgeführte Wärmemenge [J]

Die durch die Schmelze ins Werkzeug eingebrachte Wärmemenge hängt vor allem vom vergossenen Werkstoffvolumen und der Liquidustemperatur des Werkstoffes ab. Die am Warmhalteofen (WHO) vorzugebende Gießtemperatur ist hingegen kaum von Bedeutung, da die Schmelze ihre Überhitzung in der Gießkammer bereits nahezu vollständig wieder verliert [3]. Eigene Untersuchungen zu diesem Phänomen führten zu vergleichbaren Ergebnissen. In Tabelle 3-1 wird die Überhitzung über den Schmelzpunkt von 660 °C im Warmhalteofen gegen die Überhitzung in der Gießkammer nach einer Verweildauer von 1,5 Sekunden aufgezeigt. Die Verweildauer wurde dabei in Anlehnung an eine prozessübliche Zeit gewählt.

Tabelle 3-1: Vergleich der Überhitzung im Warmhalteofen und nach 1,5 Sekunden Verweildauer in der Gießkammer.

Schmelze- Temperatur im WHO [°C]	Überhitzung im WHO [°C]	Überhitzung bei Schussbeginn [°C]	Temperaturverlust bis Schussbeginn [°C]
690	90	1	89
720	120	13	107
750	150	27	123
770	170	44	126

Es wird deutlich, dass erst bei sehr starker Überhitzung ein Effekt zu beobachten ist. Für prozessübliche Temperaturbereiche ist daher tatsächlich kein Einfluss zu erwarten. Der Wärmeeintrag über die Schmelze kann daher nach Nogowizin [3] gemäß der folgenden Formel berechnet werden:

$$Q = V_{Al} * \rho_{L,Al} * [h_{l,Al} + c_{l,Al} * (T_{L,Al} - T_{S,Al}) + c_{m,Al} * (T_{S,Al} - T_{e,Al})] \quad (3.2)$$

Mit:	V_{Al} :	Volumen des vergossenen Werkstoffs [m ³]
	$\rho_{L,Al}$:	Dichte des Werkstoffs bei Liquidus-Temperatur [kg/m ³]
	$h_{l,Al}$:	Schmelz- oder Erstarrungswärme des Werkstoffs [J/kg]
	$c_{l,Al}$:	mittlere spezifische Wärmekapazität des Werkstoffs im halbflüssigen Zustand [J/(kgK)]
	$T_{L,Al}$:	Liquidus-Temperatur des Werkstoffs [°C]
	$T_{S,Al}$:	Solidus-Temperatur des Werkstoffs [°C]
	$c_{m,Al}$:	mittlere spezifische Wärmekapazität des Werkstoffs bei der mittleren Temperatur zwischen Solidus- und Entformungstemperatur [J/(kgK)]
	$T_{e,Al}$:	Entformungstemperatur des Gussstücks [°C]

Während mögliche Quellen für einen Wärmeeintrag im Druckgießprozess relativ einfach zu überblicken sind, ist die der Wärmeabfluss aus dem Werkzeug als weit- aus komplexer anzusehen. So wird etwa durch Wärmeleitung Energie in die Aufspannplatten bzw. die Gießmaschine abgeführt, weitere Wärme wird durch Konvektion und Strahlung an die Umgebung abgeführt. Gezielt wird Wärme etwa über das Trennmittelsprühen, das Ausblasen der Form und durch das Temperiersystem

abgeführt. Zuletzt führt auch das Entformen des Gussteils aus der Form zu einem Wärmeaustrag. Abbildung 3-5 zeigt exemplarisch die Wärmebilanz für ein Druckgusswerkzeug.

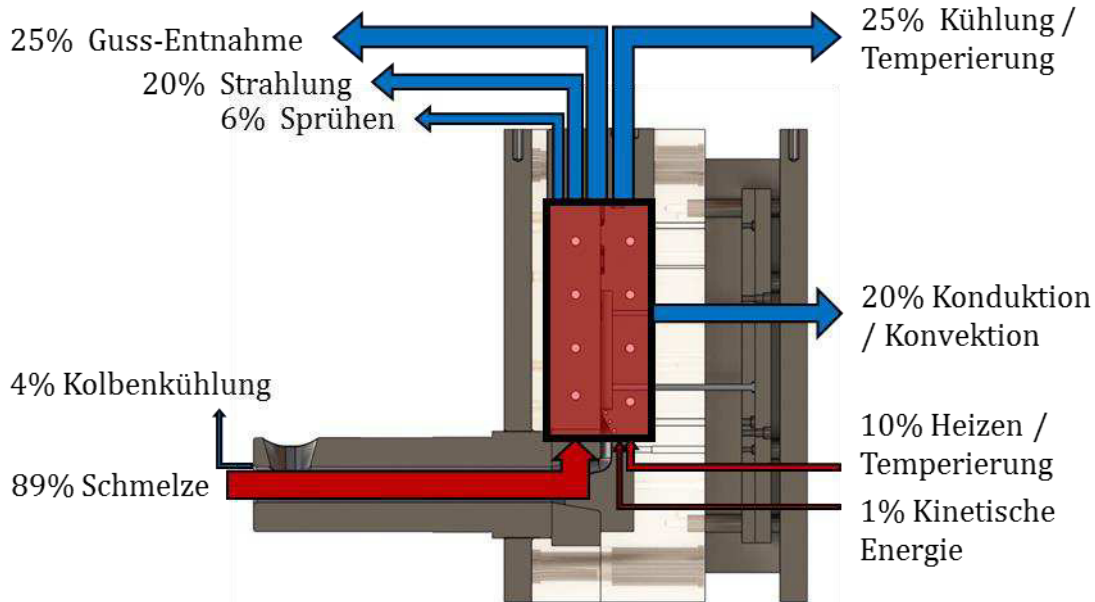


Abbildung 3-5: Wärmebilanz einer Druckgussform (nach [24]).

Für Teilaspekte der Wärmebilanz gibt es diverse Berechnungsansätze. Ein umfassendes Berechnungsmodell für die Wärmeströme rund um das Druckgusswerkzeug findet sich etwa bei Nogowizin [3], der sich bemüht, mathematische Zusammenhänge auf Basis von Daten zu formulieren, welche in der betrieblichen Praxis erfasst werden können. So wird beispielsweise die Wärmeleitung in die Aufspannplatten Q_{Pl} wie folgt beschrieben:

$$Q_{Pl} = \alpha_K * \tau_Z * [A_{Pl, fest} * (T_{Fo, fest} - T_{Ma, fest}) + A_{Pl, bew} * (T_{Fo, bew} - T_{Ma, bew})] \quad (3.3)$$

- Mit: α_K : Wärmeübergangskoeffizient für Wärmeleitung an den Kontaktflächen [W/(m²K)]
 $A_{Pl,i}$: Kontaktoberfläche der festen / beweglichen Aufspannplatte [m²]
 $T_{Fo,i}$: Temperatur der festen / beweglichen Aufspannplatte des Werkzeugs [°C]

$T_{Ma,i}$: Temperatur der festen / beweglichen Aufspannplatte der Gießmaschine [°C]

$$\alpha_K = \frac{\lambda_{Luft}}{\delta_K} \quad (3.4)$$

Mit: λ_{Luft} : Wärmeleitfähigkeit der Luft [W/(mK)]
 δ_K : Mittleres Spiel zwischen den Kontaktflächen der Aufspannplatten [m]

Die Anteile der jeweiligen Wärmeströme an der Gesamtheit sind dabei werkzeugspezifisch und können nicht allgemeingültig veranschlagt werden. Tendenzen sind in der Literatur jedoch gerade im Hinblick auf die Bedeutung des Temperiersystems zu erkennen: Während Breitinger [24] 1983 dem Temperiersystem nur ca. 20 % des gesamten Wärmeabtransports zuschrieb, geht Nogowizin [25] 30 Jahre später von 40-60 % aus. Mit der auf dem Vormarsch befindlichen Technologie des Minimalmengensprühens dürfte dieser Anteil nochmals steigen, da der Anteil der über das Trennstoffsprühen abgeführten Wärme bei diesem Verfahren gegen Null geht. In diesem Kontext ist es zunehmend wichtiger, ein präzises Temperaturmanagement in den Gießwerkzeugen zu etablieren. In Abschnitt 3.3.1 werden folgend zunächst Aspekte der konventionellen Werkzeugtemperierung beleuchtet. Anschließend sollen in Abschnitt 3.3.2 auch alternative Konzepte aus dem Druck- und Spritzguss betrachtet werden, während sich Abschnitt 3.3.3 konkret mit den Besonderheiten und Verfahrensvarianten variothermer Temperierungen beschäftigt.

3.3.1. Konventionelle Temperierungen

Gießwerkzeuge werde im Druckguss typischerweise mit Hilfe eines fluidbasierten Temperiersystems temperiert. Die Temperatur des Mediums ist dabei im Normalfall konstant, man spricht daher auch von einer stationären Temperierung. Der Wärmeaustausch zwischen Temperiermedium und Werkzeug erfolgt dabei über Konvektion [15]. Die Aufgabe dieses Systems ist es, das Werkzeug auf Betriebstemperatur zu heizen und diese Temperatur im Betrieb möglichst konstant zu halten [6; 23]. Das Temperiersystem eines Werkzeugs bzw. einer Gießzelle besteht wiederum selbst aus mehreren Komponenten: den Temperiergeräten, dem Temperiermedium sowie dem im Werkzeug befindlichen Temperierkanalsystem. Die Hauptkomponenten eines Temperiergerätes wiederum sind der Kühler, welcher zumeist in Form eines Wärmetauschers ausgeführt wird, ein elektrischer Heizer und eine

Hydropumpe, welche das Temperiermedium durch die Kanäle fördert. Abbildung 3-6 zeigt schematisch den Aufbau eines solchen Systems. [3; 26]

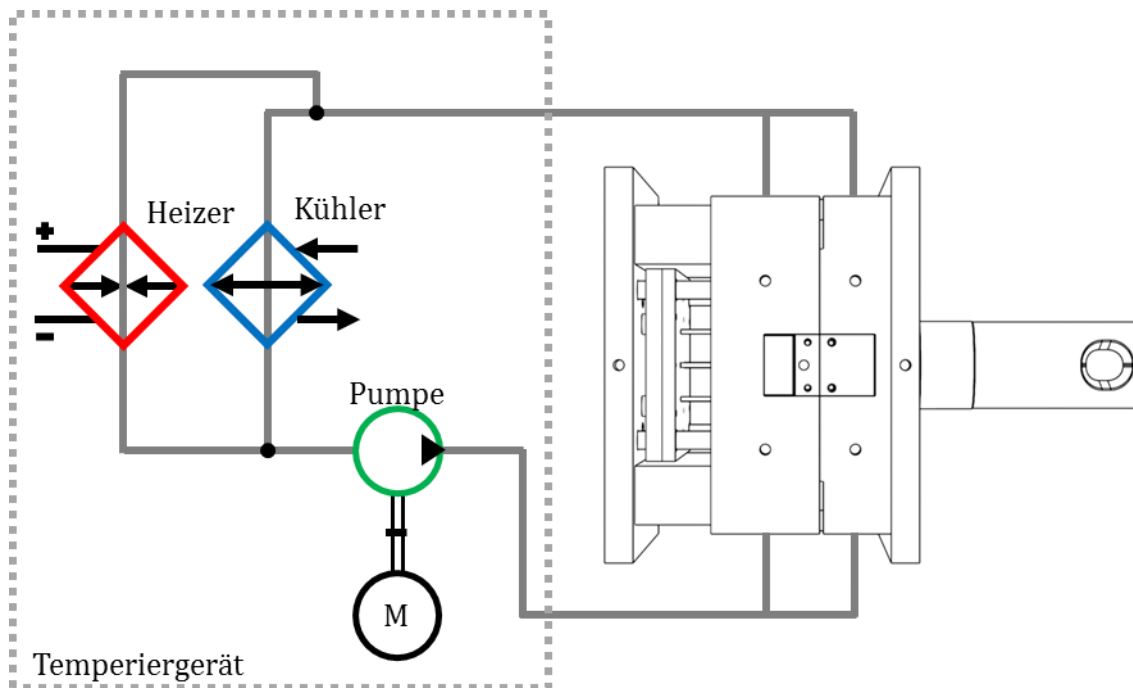


Abbildung 3-6: Schematischer Aufbau eines konventionellen Temperiersystems.

Temperiergeräte dieser Art werden bereits seit den sechziger Jahren in Druckgießereien verwendet und sind dort auch heute noch weit verbreitet [23; 27]. Die Geräte unterscheiden sich heute etwa durch die bereitgestellte Heiz- und Kühlleistung sowie durch die Förderleistung der verwendeten Pumpe. Der wesentliche Unterschied der Geräte findet sich aber im Bereich der Regelung und hier vor allem in Bezug auf die Referenztemperaturmessung, welche für die Steuerung des Gerätes von entscheidender Bedeutung ist. Seidel [28] schlägt zur Gliederung der Regelungsart die drei folgenden Kategorien vor:

- Temperaturregelung anhand der Vorlauftemperatur
- Temperaturregelung anhand der Rücklauftemperatur
- Temperaturregelung mittels Sensor im Gießwerkzeug

Die Regelung anhand der Vorlauftemperatur empfiehlt sich ausschließlich für Werkzeuge mit einem relativ ausgeglichenen thermischen Haushalt, da über diese Art der Regelung keinerlei Rückschlüsse auf die Energieaufnahme seitens des Werkzeugs gezogen werden können. Erfolgt die Regelung stattdessen über die Tem-

peratur des Mediums im Rücklauf so ist es möglich auf Veränderungen im Gießwerkzeug zu reagieren. Bei Werkzeugen, welche einen großen Bedarf an Heiz- bzw. Kühlleistung haben, ist diese Regelung zu empfehlen. Durch die Regelung über die Temperatur des Mediums wird darüber hinaus vermieden, dass kurzfristige Temperaturspitzen das Temperiergerät zu stark beeinflussen. Im Laufe eines Gießzyklus kommt es wie beschrieben zu starken, aber sehr kurzen Temperaturspitzen im Werkzeug. Diese sind für die stationäre Temperierung jedoch nicht von Relevanz. Wird stattdessen über einen Fühler im Werkzeug eine Direktregelung realisiert, wirken sich diese Phänomene möglicherweise verfälschend aus. Grundsätzlich ist diese Art der Regelung im Hinblick auf ein präzises Prozessmanagement zu bevorzugen, da nur auf diesem Wege Daten direkt aus dem Werkzeug gewonnen werden und damit so nah am Gussteil wie es in einem Serienprozess sinnvoll möglich ist. Zudem können durch eine derartige Regelung vor allem in Hinblick auf Konzepte, wie sie in den Abschnitten 3.3.2 und 3.3.3 vorgestellt werden, erhebliche Vorteile erzielt werden oder sind gar eine Voraussetzung. Auch in diesem Kontext sei aber auf die Problematik hingewiesen, dass der Sensor derart platziert werden muss, dass er eine für das Werkzeug repräsentative Temperatur erfasst. Da der Wärmefluss innerhalb der Werkzeuge nicht gleichmäßig ist, ist hier große Sorgfalt erforderlich. Für den industriellen Betrieb dürfte aber vor allem die erhöhte Störanfälligkeit eines solchen Konzeptes ein Hinderungsgrund sein.

Welches Temperiergerät für einen bestimmten Einsatz ausgewählt wird, hängt von der Gestaltung der Temperierkanäle und dem Wärmehaushalt des Werkzeugs ohne Temperierung ab. Neben der Lage der Temperierkanäle ist auch die Menge und Art der vergossenen Legierung von Bedeutung. So erfordert ein Werkzeug für den Aluminiumdruckguss mit Werkzeugtemperaturen von im Schnitt 210-310 °C eine höhere Leistung als ein Werkzeug für den Zinkdruckguss mit typischerweise kleineren Gussgewichten und geringeren Temperaturen. Um die Leistung eines Temperiergerätes zu beschreiben, reicht eine Betrachtung der Heiz- und Kühlleistung nicht aus. Untersuchungen konnten zeigen, dass im Hinblick auf eine stationäre Temperierung unterschiedliche Heizleistungen kaum Unterschiede bei der Formtemperatur nach sich ziehen [23]. Dies ist auf die Tatsache zurückzuführen, dass, sobald sich das Werkzeug im thermisch eingeschwungenen Zustand befindet, nur noch ein Bruchteil der Leistung abgerufen werden muss. Anders sieht es für dynamische Temperierungen, wie sie etwa in Abschnitt 3.3.3 thematisiert werden, aus. Wichtiger ist aber auch hier der resultierende Durchfluss des Temperiermediums in den Temperierkanälen. Der Pumpenleistung steht an dieser Stelle der Gegen-

druck im Temperierkanal gegenüber, welcher aus der Oberflächenrauheit der Kanäle, Umlenkungen, Querschnittsveränderungen und Ähnlichem resultiert. Dieser Gegendruck lässt sich nach Nogowizin [3] wie folgt berechnen:

$$\Delta p_{ges} = \left(\lambda_{TK} * \frac{l_{TK}}{d_{TK}} + \sum_{i=1}^m \xi_i \right) * \frac{\rho_{WTM} * w_{WTM}^2}{2} \quad (3.5)$$

Mit:	λ_{TK} :	Rohrreibungszahl im Temperiersystem [-]
	l_{TK} :	Länge des Temperierkanals [m]
	d_{TK} :	Durchmesser des Temperierkanals [m]
	ξ_i :	örtliche Widerstandszahlen im Temperierkanal
	ρ_{WTM} :	Dichte des Wärmeträgermediums [kg/m ³]
	w_{WTM} :	Fließgeschwindigkeit des Wärmeträgermediums [m/s]

Der entstehende Gegendruck muss entweder bei der Gestaltung der Temperierkanäle, spätestens aber bei der Auswahl des Temperiergerätes berücksichtigt werden. Bei komplexen Werkzeugen oder wenn mehr als ein Formnest temperiert werden muss, kommen an einem Werkzeug oftmals mehrere Temperiergeräte zum Einsatz, welche auch unterschiedliche Medien verwenden können. [3; 29; 30]

Für die konventionelle Temperierung von Gießwerkzeugen stehen zwei Medienarten zur Auswahl: Wasser und Öle, welche entweder auf Mineralölbasis oder vollständig synthetisch hergestellt werden. Das Temperiermedium wird dabei häufig in Abhängigkeit von der erforderlichen Kühlwirkung bzw. Werkzeugtemperatur gewählt [31]. Liegt der Hauptfokus für die Werkzeugtemperierung auf der Abfuhr einer großen Wärmemenge, so wird in der Regel Wasser eingesetzt, muss weniger Wärme abgeführt und eine Unterkühlung vermieden werden, so kommen oft Öle zum Einsatz. Der Wärmeübergangskoeffizient zwischen Medium und Werkzeug, sowie die maximale Einsatztemperatur des jeweiligen Mediums sind letztendlich die zugrundeliegenden Parameter. Der Wärmeübergangskoeffizient für Wasser wird mit 2.300-3.500 W/m²K angegeben, der für Temperieröle mit 1.100-1.700 W/m²K, womit er nur etwa halb so groß ausfällt [26; 32]. Der Wärmeübergangskoeffizient wird des Weiteren etwa über die Temperatur des Mediums und den Volumenstrom beeinflusst, weshalb die Wertebereiche nur als Richtwerte dienen können [31; 32]. Während die Wärmeübertragung bei der Verwendung von Wasser besser ist, decken Temperieröle die Temperaturspanne, welche typischerweise in Druckgusswerkzeugen vorherrschen, besser ab. Sofern keine Druckbeaufschlagung des Temperiersystems vorgesehen bzw. möglich ist, ist die Temperierung mit Wasser auf

Medientemperaturen von ca. 90 °C begrenzt. Moderne Druck-Wasser-Systeme sind hingegen schon für das Temperaturintervall von 150-230 °C einsetzbar [32-34]. Für derartige Temperaturen sind dann allerdings hohe Systemdrücke von Nöten, welche für einen sicheren Betrieb gewisse Ansprüche an die verwendeten Schläuche und Verschraubungen stellen [26; 35]. Wärmeträgeröle können auch ohne Druckbeaufschlagung auf bis zu 350 °C erhitzt werden.

Auch über diese Aspekte hinaus bieten beide Temperiermedien diverse Vor- und Nachteile. Für Wasser sprechen neben dem stärkeren Wärmetransport die konstante, geringe Viskosität und die geringe Ausdehnung im betrachteten Temperaturbereich. Kühlkanäle können bei der Verwendung von Wasser in der Regel mit einem geringeren Durchmesser ausgeführt werden und auch die Temperiergeräte können kompakter aufgebaut werden, als dies bei Öl der Fall ist. Ein besonderer Vorteil im Hinblick auf die Wirtschaftlichkeit ist die vergleichsweise einfache Entsorgung des Mediums. Im Gegensatz zu Wärmeträgerölen ist dafür die Überwachung des Mediums aufwendiger. Phänomene wie die Anlagerung von Kalk und Kesselstein sowie die Anreicherung des Mediums mit Zusatzstoffen, bedingt durch Verdunstung, erfordern eine tägliche Kontrolle des Mediums, um die volle Leistungsfähigkeit der Geräte langfristig zu gewährleisten. Derart umfangreiche Kontrollen fallen bei Öl-basierten Systemen nicht an, da diese thermisch stabiler sind. Zwar degenerieren auch diese im Laufe der Zeit aufgrund der hohen Temperaturen, oft in Verbindung mit Kontakt zu Sauerstoff, die dabei entstehenden Produkte sind aber weniger kritisch. Da der Systemdruck wie beschrieben eher gering ausfällt, sind auch weniger Sicherheitsmaßnahmen in dieser Hinsicht zu treffen. Die hohen Einsatztemperaturen erlauben es, ein Werkzeug mit Öl deutlich schneller auf die gewünschte Vorwärmtemperatur zu bringen. Die Produktion kann somit schneller anlaufen. Als nachteilig ist neben der schlechteren Wärmeübertragung vor allem die aufwendige Entsorgung des Mediums zu nennen. Für eine ideale Formtemperierung werden häufig beide Medien in separaten Temperierkreisen verwendet. [3; 26; 32-35]

Ein erster Anhaltspunkt für die Gestaltung oder die Bewertung einer vorliegenden Temperierung in der Retrospektive ist die Betrachtung der Wärmebilanz des Werkzeugs, welche gemäß Gleichung (3.1) und Abbildung 3-5 direkt von der Temperierung beeinflusst wird. Für die Berechnung dieses Anteils schlägt Nogowizin [3] folgenden Ansatz vor:

$$Q_{TK} = \pi * \alpha_{WTM} * d_{TK} * l_{TK} * \tau_z * (T_F - T_{WTMm}) \quad (3.6)$$

Mit:	α_{WTM} :	Wärmeübergangskoeffizient des Wärmeträgermediums [W/m ² s]
	$T_{WTM,m}$:	mittlere Temperatur des Wärmeträgermediums [°C]
	T_F :	Formtemperatur [°C]
	d_{TK} :	Durchmesser des Temperierkanals [m]
	l_{TK} :	Länge des Temperierkanals [m]
	τ_Z :	Zykluszeit [s]

Die Art der vorliegenden Strömung beeinflusst dabei wesentlich den Wärmeübergang zwischen Medium und Werkzeug. Für eine möglichst effektive Temperierung ist stets eine turbulente Strömung (Reynoldszahl $\geq 10^4$) anzustreben, da der Wärmeübergang für laminare Strömungen deutlich geringer ist. Im Hinblick auf den Wärmeübergangskoeffizienten bedeutet dies für den Bereich $2300 \leq Re \leq 10^4$:

$$\alpha_{WTM} = 0,012 * \frac{\lambda_{WTM}}{d_{TK}} * (Re^{0,87} - 280) * Pr^{0,4} \quad (3.7)$$

und für $Re \geq 10^4$:

$$\alpha_{WTM} = 0,023 * \frac{\lambda_{WTM}}{d_{TK}} * Re^{0,8} * Pr^{0,4} \quad (3.8)$$

Die verwendeten Strömungskennzahlen, die Reynoldszahl Re und die Prantlzahl Pr werden dabei wie folgt berechnet:

$$Re = \frac{w_{WTM} * d_{TK}}{v_{WTM}} \quad (3.9)$$

$$Pr = \frac{\rho_{WTM} * c_{WTM} * v_{WTM}}{\lambda_{WTM}} \quad (3.10)$$

Mit:	w_{WTM} :	Strömungsgeschwindigkeit des Wärmeträgermediums [m/s]
	v_{WTM} :	kinematische Viskosität des Wärmeträgermediums [m ² /s]
	d_{TK} :	Durchmesser des Temperierkanals [m]
	c_{WTM} :	Wärmekapazität des Wärmeträgermediums [J/kg K]
	ρ_{WTM} :	Dichte des Wärmeträgermediums [kg/m ³]

λ_{WTM} : Wärmeleitfähigkeit des
Wärmeträgermediums [W/m K]

Ausgangspunkt für die Auslegung der Kanäle sollte für ideale Prozessbedingungen stets die Betrachtung des Wärmeflusses sein. Das durch die Temperierkanäle strömende Medium erzeugt ein Temperaturgefälle im Gießwerkzeug. Da die hier betrachteten, konventionell über Bohrungen eingebrachten Kanäle in der Regel zylindrisch sind, ist die Annahme zulässig, dass die Isothermen konzentrisch rund um die Kanäle verlaufen. Verlaufen die Isothermen weitestgehend parallel zur Oberfläche der Kavität, so liegt eine gleichmäßige Temperierung und damit Abkühlung des Gussteils vor [3]. Abbildung 3-7 zeigt beispielhaft den Verlauf der Isothermen bei einer gelungenen Anordnung der Kanäle, welche zu einer homogenen Temperaturverteilung an der Kavitätsoberfläche führt.

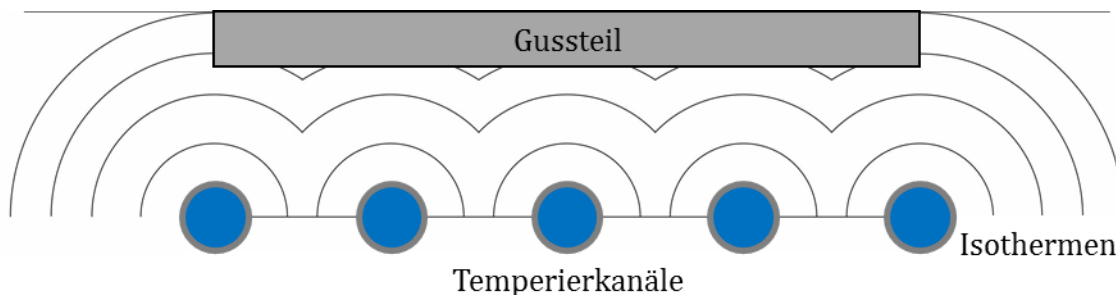
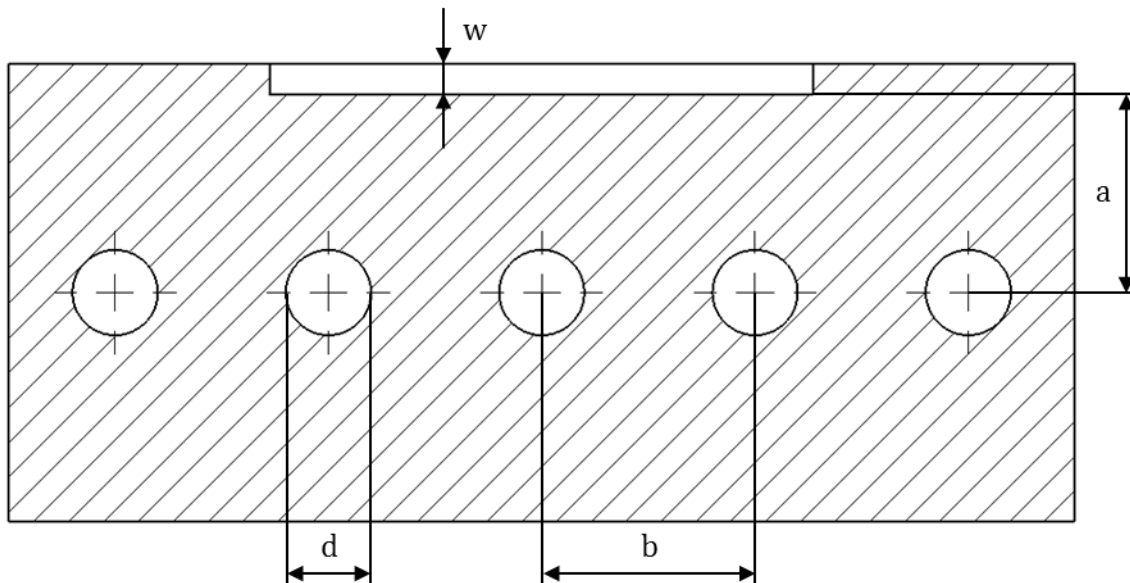


Abbildung 3-7: Verlauf der Isothermen bei günstiger Anordnung der Kanäle mit homogener Temperaturverteilung an der Kavitätsoberfläche.

Neben den Isothermen wird auch der Wärmestrom durch die Positionierung der Kanäle beeinflusst. Mit zunehmender Entfernung zu den Kanälen nimmt dieser ab und führt in der Folge zu einem wellenförmigen Temperaturprofil an der Werkzeugoberfläche. Der Abstand der Kanäle zueinander sollte daher nicht zu groß gewählt werden, was wiederum für eine hohe Anzahl einzubringender Temperierkanäle spricht. Der steigende Fertigungsaufwand muss für den wirtschaftlichen Betrieb der Formen jedoch berücksichtigt werden. Das ideale Szenario aus Sicht der Wärmeabfuhr stellt sich somit als eine Vielzahl kleiner Kanäle, welche nah beieinander und nah zur Formoberfläche platziert sind. [28-30; 32]

Basierend auf diesen Erkenntnissen wurden zusammen mit empirischen Erhebungen Gestaltungsrichtlinien für konventionell gefertigte Temperierkanäle entwickelt. Diese beziehen sich auf den Durchmesser der Kanäle, deren Abstand zueinander, sowie auf den Abstand der Kanäle zur Kavitätsoberfläche. Der Durchmesser der zumeist durch Bohren eingebrachten Kanäle hat bei einer konstanten Durchflussmenge einen direkten Einfluss auf die Strömungsgeschwindigkeit und damit den

Wärmeübergangskoeffizienten [31]. Die Auslegung der Kanäle richtet sich zusammenfassend im Wesentlichen nach den drei folgenden Kriterien: resultierende Temperaturverteilung, Betriebssicherheit und Fertigungskosten. Bereits 1978 formulierte Seidel [36] erste Richtlinien für den Druckguss, welche auch heute noch von diversen Autoren als Stand der Technik zitiert werden [3; 6; 27]. Der Abstand der Kanäle zur Kavität und zueinander sollte demnach annähernd gleich groß gewählt werden. Abbildung 3-8 zeigt eine Zusammenfassung der hier formulierten Regeln.



Dicke Guss w [mm]	Kanaldurchmesser d [mm]	Abstand a [mm]	Abstand b [mm]
bis 2	8 - 10	2d bis 3d	max. 3d
bis 4	10 - 12		
bis 6	12 - 15		

Abbildung 3-8: Gestaltungsrichtlinien nach Seidel [36].

Ähnliche Angaben finden sich auch bei Rockenschaub et al. [34], wobei sie einen Abstand von lediglich $1,5d$ zur Formkavität bei einem Abstand von $3-5d$ zueinander empfehlen. Neben dem Druckgussverfahren selbst liefert auch das artverwandte Spritzgussverfahren Anhaltspunkte. Hier liegen die Empfehlungen bei $1-5d$ Abstand zur Formkavität bzw. bei $2-5d$ Abstand zueinander, abhängig von Gussteildicke und Kanaldurchmesser [30]. Tabelle 3-2 enthält detailliertere Informationen über die

Empfehlungen für den Spritzguss. Zwischen den Empfehlungen existieren somit gewisse Abweichungen, welche sich auf Basis der Literaturlage nicht erklären lassen. Alle vorgestellten Herangehensweisen stellen jeweils den für am geeignetsten empfundenen Kompromiss zwischen den erwähnten Kriterien Homogenität der Temperaturverteilung, Betriebssicherheit und Kostenintensivität dar.

Tabelle 3-2: Richtlinien für die Auslegung von Temperierkanälen in Spritzgießwerkzeugen (nach [30]).

Wanddicke Gussteil [mm]	Durchmesser Temperierkanal [mm]	Abstand von Kanal zu Kanal [mm]	Abstand von Kanal zu Kavität [mm]
0,1 – 1,0	4,5 – 6,0	10,0 – 13,0	11,3 - 15
1,0 – 2,0	6,0 – 8,5	13,0 – 19,0	15 - 21
2,0 – 4,0	8,5 - 11	19,0 – 23,0	21 - 27
4,0 – 6,6	11 - 14	23,0 – 30,5	27 - 35

Neben Lage und Durchmesser der Kanäle gilt es letztlich die geeignete Länge der Kanäle festzulegen. Beschränkt wird die mögliche Länge eines Temperierkanals durch den entstehenden Gegendruck (Formel (3.5)) sowie die maximal zulässige Temperaturdifferenz zwischen Vor- und Rücklauf. Soll nun die minimal benötigte Temperierkanal-Länge überschlägig ermittelt werden, wird die Berechnung über die benötigte Temperierkanal-Oberfläche, über welche letztlich die Wärmeübertragung erfolgt, empfohlen [23]. Diese sollte mindestens so groß sein wie die Sprengfläche des zu gießenden Bauteils A_S . Die minimale Temperierkanal-Länge $l_{TK,min}$ bei gegebenem Durchmesser kann dann wie folgt berechnet werden.

$$l_{TK,min} = \frac{A_S}{d_{TK} * \pi} \quad (3.11)$$

Mit: A_S : Sprengfläche des Gussteils [m]
 d_{TK} : Durchmesser des Temperierkanals [m]

Sofern diese Länge in einem einzigen Kanal aufgrund eines zu hohen resultierenden Gegendruckes nicht realisierbar ist, müssen mehrere Temperierkreise parallel betrieben werden. Enthält ein Werkzeug mehr als eine Kavität, so empfiehlt sich ohnehin der Betrieb des Werkzeugs mit mehreren Temperierkreisen.

Durch Sondernormalien kann ein vergleichsweise einfach aufgebautes, fluidbasiertes Temperiersystem auch für die Temperierung filigraner Strukturen wie etwa Kernen eingesetzt werden. Die besondere Schwierigkeit bei diesen für Druckgusswerkzeuge typischen Problemstellen liegt darin, dass zum einen ein großer Wärmeintrag in diese Werkzeugpartien vorliegt, zum anderen aber wenig Platz vorhanden ist, um einen ausreichenden Volumenstrom an Temperiermedien zu den entsprechenden Bereichen zu bringen. Zu nennen sind hier etwa Umlenkmale, Spiralleche, aber auch Wärmeleitrohre (siehe Abbildung 3-9) [37]. Auch für diese Normalien stellt Nogowizin [3] Berechnungsgrundlagen für Wärmeaustausch und ihren Beitrag zum Gegendruck bereit. Im Zuge umfassender Prüfstandversuche berichten Tucan et al. [38] über die Leistungsfähigkeit der jeweiligen Normalien und deren Wechselspiel mit konventionellen Werkzeugstählen bzw. Werkzeugstählen mit erhöhter thermischer Leitfähigkeit.

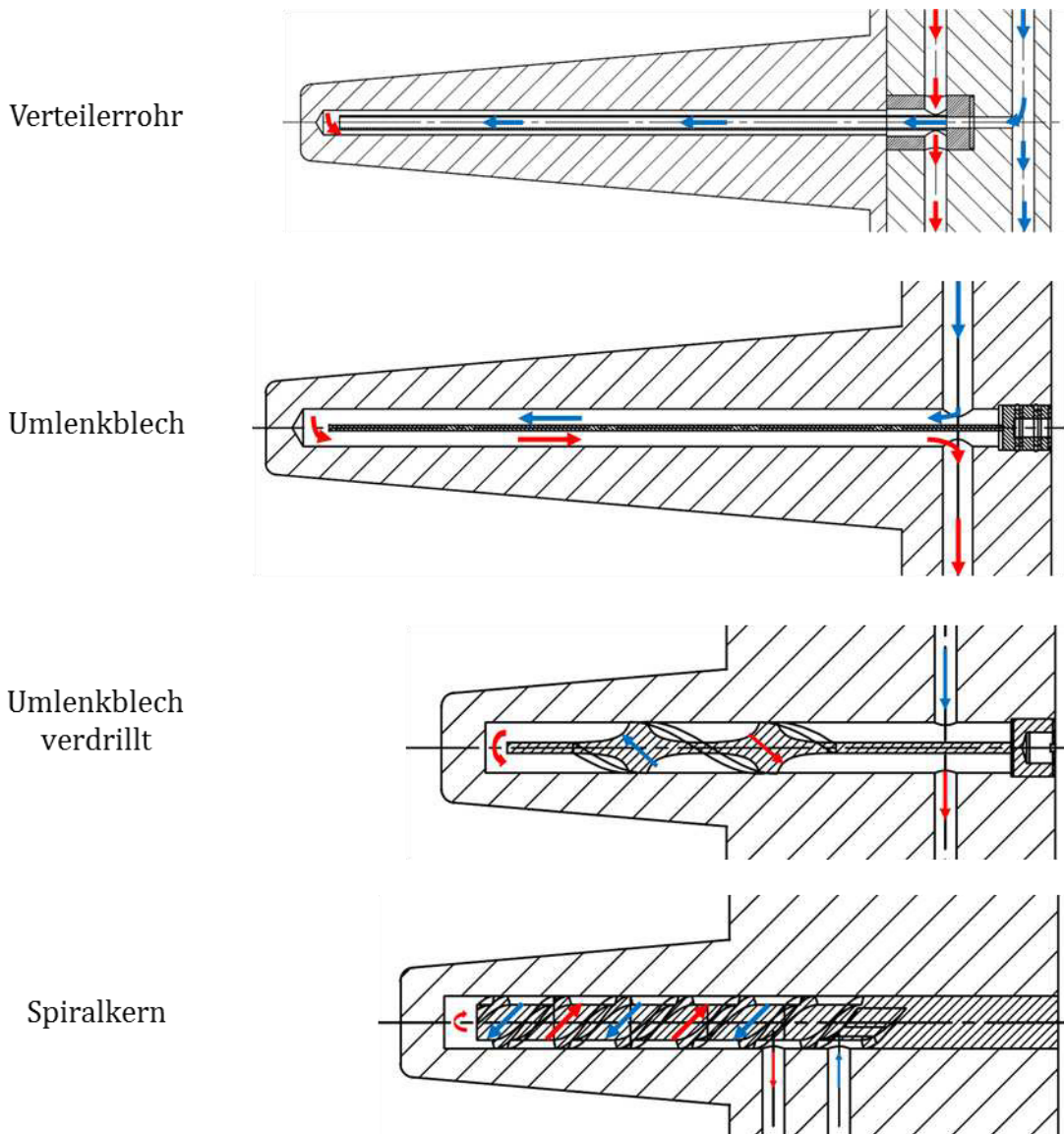


Abbildung 3-9: Normalien für die Temperierung von Kernen in Druckgießwerkzeugen (nach [38]).

Stoßen die bisher in Abschnitt 3.3.1 skizzierten Lösungen an ihre Grenzen, so existieren sowohl für die Temperierung großer Werkzeugpartien als auch für die Temperierung filigraner Kerne weitere Entwicklungen, welche zum Einsatz gebracht werden können. Diese sollen in den beiden folgenden Abschnitten näher erläutert werden.

3.3.2. Alternative Temperier- und Werkzeug-Konzepte

Motiviert durch steigende Anforderungen an die Gussteilqualität, die Werkzeugstandzeit und durch herausfordernde Strukturen in vielen Gussteilen sind im Laufe

der Zeit Alternativen bzw. Ergänzungen zu konventionellen Temperierungen entstanden. Im Folgenden sollen einige dieser alternativen Temperier-Strategien vorgestellt werden, bevor weitere Maßnahmen im Bereich des Werkzeugbaus beleuchtet werden, welche eine flexiblere Temperaturführung begünstigen.

Jet Cooling

Das *Jet Cooling* ist eine bereits recht weit verbreitete Technologie, welche vornehmlich zur Kühlung von sehr dünnen Kernen bis zu einem Mindestdurchmesser von 4 mm eingesetzt wird. In dieser Anordnung wird das *Jet Cooling* dann oft als Ergänzung bzw. zur Unterstützung eines konventionellen Systems eingesetzt. Es ist darüber hinaus aber auch möglich ganze Werkzeuge mit Hilfe dieser Technologie zu temperieren. Zur Kühlung wird beim *Jet Cooling* Wasser genutzt, in diesem Fall wird jedoch gezielt die Verdampfung des Wassers genutzt. Diese findet im Inneren des Kerns statt und entzieht diesem auf diese Weise Energie in Form von Wärme. Zu diesem Zweck wird Wasser bei Raumtemperatur durch eine feine Kanüle in die Kernbohrung geleitet, bei einem Druck zwischen 15 und 20 bar [39]. Abbildung 3-10 zeigt schematisch den Ablauf des Verfahrens beginnend mit einem leeren *Jet Cooler* (Schritt 1) und dem nachfolgenden Kühlschritt (Schritt 2). Sobald keine Kühlung mehr erforderlich ist, wird der *Jet Cooler* mit Druckluft ausgeblasen (Schritt 3) und anschließend eine Kernbruchkontrolle mittels Druckluftspülung durchgeführt (Schritt 4).

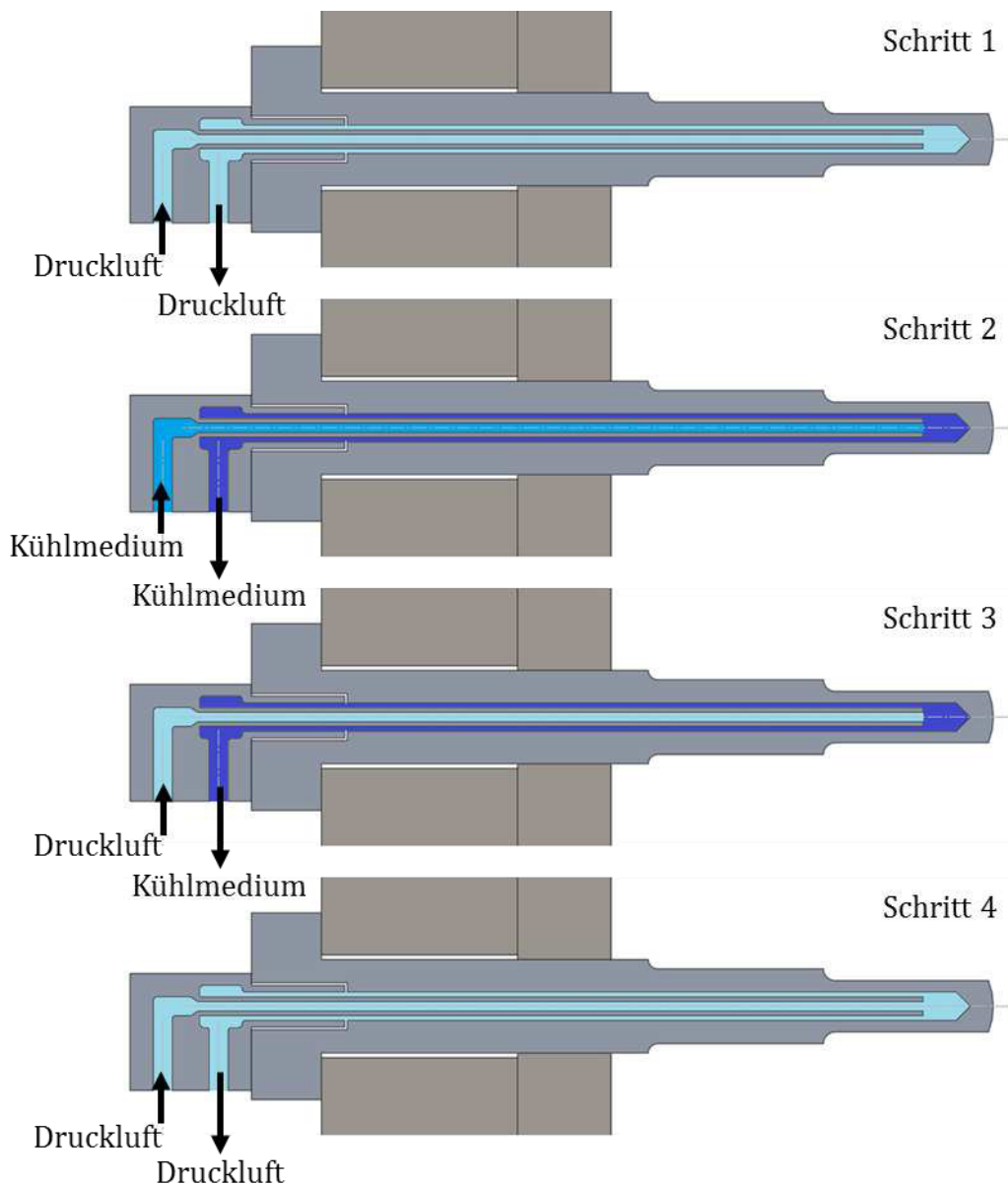


Abbildung 3-10: Funktionsprinzip eines *Jet Coolers* (nach [39]).

Kerne, wie sie mit dem *Jet Cooling* temperiert werden, stellen in der Regel einen Hot Spot im Werkzeug und in der den Kern umgebenden Gussteilpartie dar. Diese Hot Spots können durch die vorgestellte Temperiermethodik gezielt reduziert werden. Werkzeugseitig lassen sich auf diese Weise ein Überhitzen des Kerns sowie die starke Bildung von Anhaftungen vermeiden. Im Vergleich zu untemperierten Kernen kann so die Standzeit deutlich erhöht werden [40]. Darüber hinaus ist es möglich die Sprühdauer und -menge für diese Bereiche zu reduzieren, was neben der Standzeit auch die Zykluszeit positiv beeinflusst. Hinsichtlich der Qualität der resultierenden Gussteile konnte festgestellt werden, dass derart temperierte Kerne die

Bildung einer porenfreien Randschicht rund um die Kerne begünstigen [39]. Im Hinblick auf die Kühlleistung übertrifft das *Jet Cooling* konkurrierende Verfahren wie die CO₂-Kühlung deutlich um 5-10 K/s an der betroffenen Formwand, je nach Abstand des Kanals von der Oberfläche [38]. Auch die CO₂-Kühlung beruht auf der Änderung des Aggregatzustandes des Temperiermediums. In diesem Fall handelt es sich um CO₂, welches durch Expansion und Energieaufnahme gasförmig wird und dabei Energie aufnimmt, welche anschließend abtransportiert werden kann.

Impulskühlung

Herkömmliche Temperierungen fördern kontinuierlich das gewählte Temperiermedium durch die Temperierkanäle der Form. Die führt bei Öl-, vor allem aber bei wasserbasierten Temperierungen dazu, dass unter Umständen mehr Wärme abgeführt wird als nötig. Dem Werkzeug wird ggf. auch dann noch weiter Wärme entzogen, wenn die Erstarrung des Gussteils bereits abgeschlossen und die überschüssige Wärme abgeführt ist. Im Falle einer Impulskühlung wird immer nur dann ein Kühlimpuls gestartet, wenn dieser für den Temperaturhaushalt der Form auch benötigt wird. Über die Form- oder die Rücklauftemperatur des Mediums wird der Kühlimpuls an die eingebrachte Wärmemenge angepasst. Die Kühlung setzt außerdem erst mit Abschluss der Formfüllung ein, was es ermöglicht, möglichst ideale Füllbedingungen in Form von erhöhten Werkzeugtemperaturen zu gewährleisten. So lassen sich die Vorteile einer hohen Kühlwirkung durch den Einsatz von Wasser realisieren, ohne dabei auf erhöhte Formtemperaturen verzichten zu müssen. Die Hauptmotivation für die Verwendung mehrerer unabhängiger Impuls-Kühlkreise liegt in einer möglichst homogenen Temperaturverteilung im Werkzeug. Da eine echte Regelung der Kühlung basierend auf Echtzeit-Daten erfolgt, ist das System grundsätzlich zudem in der Lage, Schwankungen durch Störungen in der Produktion oder der Temperierung in gewissen Grenzen auszugleichen. Ähnliches gilt für das Abmildern von Defiziten resultierend aus einem nicht idealen Temperierkanal-Layout. Die Vorteile dieser Methodik gegenüber konventionellen Verfahren werden aber zumindest im Spritzgussbereich kontrovers diskutiert. [41-44]

Im Patent DE 102014001563 B4, welches von der Universität Kassel beantragt wurde, wird ein völlig neuer Weg der Temperierung aufgezeigt. Die Masse des verwendeten Formeinsatzes wird dabei drastisch reduziert. Das Gussteil wird durch eine stählerne Formschale abgebildet, welche im Formrahmen aufgehängt ist. Diese Schale oder auch Maske wird dann mit Hilfe von Düsen von hinten gezielt mit Wasser beschossen, um die Gießwärme abzuführen. Dies geschieht zudem geregelt in der Form, dass heißere Werkzeugpartien gezielt stärker mit Wasser beaufschlagt

werden können, wodurch eine Homogenisierung der Temperaturverteilung herbeigeführt wird. Eine derart dynamische Temperaturführung ist auf konventionellem Wege nicht zu erreichen. Hinsichtlich der Standfestigkeit einer solchen Temperierung liegen der aktuellen Literaturlage nach noch nicht ausreichend gesicherte Erkenntnisse vor.

Der Ursprung vieler der vorgestellten Verfahren ist der Kunststoffspritzguss, präziser der Spritzguss mit Bezug zu Thermoplast-Werkstoffen. Neben neuartigen Verfahren wurden hier aber auch Werkzeugkonzepte entwickelt, welche eine flexible Temperaturführung ermöglichen bzw. fördern sollen. Aufgrund deren potenzieller Eignung für den Druckgussprozess werden die wichtigsten Maßnahmen im Anschluss diskutiert.

Konturnahe Kühlung

Die konturnahe Kühlung, im Englischen *Conformal Cooling*, ist eine Auslegungsphilosophie für Temperierkanäle in Werkzeugen, insbesondere Gießwerkzeugen. Zugrunde liegt hier die Idee, die Temperierung möglichst konform zum Gussteil bzw. zur Kontur der Kavität auszulegen. Das Layout derartiger Strukturen erfolgt heute, wie auch bei konventionellen Geometrien, oftmals noch nicht systematisch, sondern basiert wesentlich auf den Erfahrungen des Konstrukteurs [45; 46]. Während der englische Begriff des *Conformal Cooling* den Konformitäts-Aspekt im Namen trägt, verdeutlicht der deutsche Begriff der konturnahen Kühlung, dass die Nähe der Temperierung zur Kavität eine wichtige Rolle spielt. Dieser Sachverhalt lässt sich anhand Tabelle 3-3 nachvollziehen.

Tabelle 3-3: Abhängigkeit der Wärmestromdichte von der Lage der Temperierkanäle (nach [45]).

Art der Temperierung	Abstand zur WKZ-Oberfläche [mm]	Wärmefluss [kW/m²]
Konturnahe Kühlung	5 - 15	42 - 70
Konventionelle Kühlung	20 - 60	12 - 38

Tabelle 3-3 zeigt exemplarisch typische Temperierkanalabstände zur Oberfläche und die damit einhergehenden Wärmestromdichten, welche mit zunehmendem Abstand der Kanäle von der Formoberfläche immer weiter abnehmen. Grundlage dafür ist ein Wärmeübergangskoeffizient von 2000 W/m²K bei einer Wärmeleitfähigkeit von 25 W/mK und einer Temperaturdifferenz von 50 °C zwischen Medium und Kanalwand. Speziell die additive Fertigung hat in diesem Feld neue Möglichkeiten

geschaffen, die Aufgabe des Layouts ist jedoch durch die gesteigerte Gestaltungsfreiheit noch komplexer geworden. Im Kunststoffspritzguss ist die Verwendung konturnaher Kühlung bereits weit verbreitet. Konturnahe Kühlung kann hier einen starken Einfluss auf die Zykluszeit und damit die Produktivität haben, darüber hinaus kann eine korrekte Auslegung den Bauteilverzug deutlich verringern und innere Spannungen reduzieren [47]. Vergleichbare Resultate sind auch im Druckguss zu erwarten, wobei hier auch der Einfluss auf die Werkzeugstandzeit und den Bedarf an Sprühmittelmenge einen entscheidenden Einfluss hat [45]. Xu [48] und Lin [46] haben eine auf Kriterien basierte Auslegungsmethodik entwickelt, anhand derer sich die verschiedenen Aspekte der konturnahen Kühlung verdeutlichen lassen. Die Kriterien sind:

- Konturkonforme Abkühlbedingungen
- Kontrollierbarer Druckverlust im Temperierkanal
- Uniforme Temperiermedien-Temperatur
- Hinreichende Bauteilkühlung
- Uniforme Abkühlbedingungen
- Stabilität des Gießwerkzeugs
- Beachtung von Design Fenstern (eingeschränkt bspw. durch Auswerfer)
- Minimierung der Zykluszeit

Für die Bewertung der Konformität schlagen Sachs et al. [49] ein Distanzkriterium vor, mit dessen Hilfe eine gleichmäßige Distanz von Kavitätsoberfläche und Temperierkanal gewährleistet werden soll. Diese Betrachtung alleine reicht aber nicht aus, da auch bei generativer Fertigung etwa die Länge des Kanals nicht beliebig groß sein kann, da der Druckverlust im Kanal nicht zu groß werden darf. Zwar wird dieser durch verrundete Übergänge potenziell reduziert, trotzdem können die Wandreibung im Kanal und Umlenkungen hier zu einem kritischen Druckverlust führen [50]. Anschließend muss, auch wenn der Druckverlust pro Längeneinheit im Schnitt sinken sollte, die Länge der Kanäle hinsichtlich der Medientemperatur hinterfragt werden. Dies hängt damit zusammen, dass die Medientemperatur über den Kanalverlauf, vor allem wenn dieser nah an der Kavität verläuft, nicht zu stark schwanken darf, um eine ausreichende Bauteilkühlung bei möglichst uniformen Abkühlbedingungen zu gewährleisten. Die Einbringung konturnaher Kühlkanäle stellt einen drastischen Eingriff in die thermischen Verhältnisse in einem Werkzeug dar. Nicht minder groß ist aber auch die Beeinflussung der Stabilität der Werkzeuge. Bei der Arbeit mit derartigen Kühlstrategien muss daher zwingend berücksichtigt werden, dass die kavitätsnahen Kanäle direkten Einfluss auf die Festigkeit nehmen, da nahe

der stark belasteten Kavitätsoberfläche Hohlräume eingebracht werden. Durch das geänderte Temperaturprofil wird die Stabilität des Werkzeugs zudem indirekt weiter beeinflusst, etwa durch eine ggf. positive Auswirkung auf die thermomechanische Wechselbelastung. [46]

Neben den wenig automatisierten Ansätzen von Xu [48] und Lin [46] wurden in den letzten Jahren vor allem für den Spritzguss neue Methodiken postuliert, welche eine stärkere Automatisierung der Gestaltung erlauben [51-54]. Ähnliche erste Schritte beschreiben für den Druckguss Heid et al. [55]. Zur Fertigung derartiger Strukturen ist der konventionelle Weg über Langlochbohrungen nicht mehr möglich. Die Anzahl möglicher alternativer Fertigungsverfahren für den Werkzeugbau ist in den vergangenen Jahren jedoch drastisch gewachsen. Der laminare Aufbau von Formen, vor allem aber die additive Fertigung bieten hier viele Freiheiten [56-59]. Aber auch die generative Fertigung sieht sich in diesem Zusammenhang noch Problemen gegenüber. So ist etwa die Rundheit der Kanäle für sehr kleine und sehr große Kanäle teils schwer zu gewährleisten [60]. Studien zum Potenzial konturnaher Temperiersysteme, welche durch diverse Herstellungsverfahren realisiert und eingesetzt werden konnten, sind zahlreich zu finden. Einen Überblick über die Arbeiten in diesem Zusammenhang geben beispielsweise He, Rännar, Ahn und Armilotta [61-64]. Die gesteigerten Fertigungskosten müssen dabei stets durch Performance-Gewinne im Bereich Produktqualität, Produktivität und/oder Standzeit egalisiert werden können.

Konturnahe Temperierungen ermöglichen eine deutlich dynamischere und effizientere Temperaturführung im Werkzeug. Ihr Potenzial kann durch die im Folgenden skizzierten Ansätze weiter gesteigert werden, was vor allem im Hinblick auf Temperier-Strategien, wie sie in Abschnitt 3.3.3 beschrieben werden, wichtig ist, aber auch im stationären Betrieb Vorteile bringen kann.

Topologieoptimierung - Reduktion der zu temperierenden Masse

Die effektive thermische Masse kann als die Masse zwischen Temperierkanal und Kavität definiert werden, da die hier befindlichen Massen den größten Einfluss auf die Temperierung haben [48]. Durch den Einsatz von konturnaher Kühlung lässt sich die effektive thermische Masse daher verringern. Für Werkzeuge deren Wärmehaushalt starken Schwankungen unterworfen ist, muss jedoch die gesamte thermische Masse einbezogen werden. Diese lässt sich durch folgende Gleichung definieren [65]:

$$M = \rho * V * c_p \quad (3.12)$$

Mit:	M :	Thermische Masse [J/K]
	ρ :	Dichte des Formwerkstoffs [kg/m ³]
	V :	Volumen des Werkzeugs [m ³]
	c_p :	Isobare Wärmekapazität [J/kgK]

Um eine Temperaturänderung gezielt herbeizuführen, muss dementsprechend die Energiemenge E aufgewandt werden:

$$E = \rho * V * c_p * \Delta T \quad (3.13)$$

Mit:	E :	Energie [J]
	ΔT :	Temperaturdifferenz [K]

Da sich die werkstoffbezogenen Größen für die infrage kommenden Konstruktionswerkstoffe stark ähneln, kann eine Verbesserung der Temperier-Dynamik für ein System mit einer festen Eingangsleistung nur über die Reduktion der zu temperierenden Masse führen. Eine Anpassung des Werkstoffes ist an dieser Stelle nicht zielführend. Es sei an dieser Stelle erwähnt, dass die Wärmeleitfähigkeit der verwendeten Werkstoffe durchaus auch von Belang ist, auch wenn sie in dieser Berechnungsgrundlage keinen Eingang findet. Sie wirkt sich eher auf den Wirkungsbereich einer dynamischen Temperierung aus und weniger auf die Dynamik selbst. Eigene Designstrategien sowie eine umfassende Übersicht zum Thema für eine derartige Werkzeugoptimierung liefert Yao [65]. Für den Kunststoffspritzguss wurden bereits einige teils sehr drastische Konstruktionsformen entwickelt und untersucht. So schlagen etwa Xu et al. [66] ein Werkzeugkonzept vor, bei dem die Kavität über dünne Stäbe mit dem restlichen Werkzeug verbunden ist. Über generative Fertigungsverfahren wurde dieses Konzept auch realisiert und im Labor erprobt. Ähnliche Strukturen schlagen auch Au et al. vor [67], wobei neben dem Einsatz von Stäben auch Gitterstrukturen als mögliche Stützstrukturen genannt werden. Alternativ dazu wird auch das Einbringen von Taschen nahe der Kavität als Option diskutiert [68], deren Funktionalität auch von anderen Forschergruppen erprobt wurde [69]. Die Taschen werden dabei sowohl zur Reduktion der thermischen Masse, als auch zur Temperierung bzw. Kühlung durch erzwungene Konvektion genutzt. Problematisch zu bewerten sind derartige Ansätze im Hinblick auf den Druckgussprozess, da die Werkzeugfestigkeit bereits für den Spritzguss als kritisch zu bewerten ist. Der

höheren Belastung im Metall-Druckguss dürften derartige Strukturen daher nicht standhalten können. Der Bedarf für geringe thermische Massen besteht aber auch hier, will man eine dynamische Temperierung ermöglichen. Ein weiterer Vorteil aus betriebswirtschaftlicher Sicht, kann in diesem Kontext die Reduktion des aufzubauenden Volumens für die generative Fertigung sein, was den Kostenaufwand für Werkzeugkomponenten senken kann.

Isolierungen

Die zuvor vorgestellten Konzepte zielen ausschließlich auf die Reduktion der thermischen Masse und sind oftmals technisch nur sehr schwer zu realisieren. Wie in Abschnitt 3.3 gezeigt wurde, ignoriert ein solcher Ansatz allein jedoch die Tatsache, dass der Formrahmen und auch die Druckgießmaschine Teil des thermischen Gesamtsystems sind und den Wärmehaushalt wesentlich prägen. Hinzu kommt, dass es aufgrund der Gegebenheiten schwierig ist, den Wärmestrahlung auf diesem Weg präzise zu bestimmen und zu beschreiben. Daher ist es für einen konsequenten, holistischen Ansatz erforderlich, mit Hilfe von Isolierungsmaßnahmen den Wärmeabfluss in den Formrahmen zu unterbinden und so die zu temperierende Masse möglichst gering zu halten.

Das Potenzial, welches am Markt erhältliche Isolations-Normalien in dieser Hinsicht aufweisen, zeigt Queudeville [15] anhand von Aufheiz-Simulationen für ein isoliertes Werkzeug, wodurch die Aufheizzeit um bis zu 50 % reduziert werden konnte. Bei den simulierten Isolierungen handelt es sich um mittels Harz gebundene Glasfaserplatten. Weitere Berichte über die Anwendung etwa von Dämmplatten finden sich bei Giessauf und Hofmann [70; 71]. In ähnlicher Form berichtet Hein [72; 73] von einem umfassenden Isolationskonzept für den Kunststoffspritzguss, bei dem konsequent auf keramische Einsätze und Luftspalte zur Isolation gesetzt wird. Der Einsatz von zusätzlichen Werkzeugkomponenten und Fremdmaterialien in Druckgießwerkzeugen macht es erforderlich, Themen wie die unterschiedliche Wärmeausdehnung zu betrachten. Auch wenn die Druckfestigkeit dieser Materialien oft im Bereich derer von Stählen liegt, sind die mechanischen Eigenschaften der eingesetzten Isolationswerkstoffe bei erhöhten Temperaturen und ihre Eignung für den dauerhaften Einsatz unter den anspruchsvollen Prozessbedingungen ein weiterer kritischer Punkt. Dass sich auf diese Weise ein Energiesparpotenzial realisieren lässt und Werkzeuge für eine dynamischere Temperaturführung ertüchtigt werden können, konnte aber bereits gezeigt werden [15; 72].

Da der Formrahmen bei konsequenter Isolierung als Wärmesenke und Puffer entfällt, gilt es im Druckguss der Auslegung des Temperiersystems eine zentrale Rolle

zukommen zu lassen. Wärmeeintrag und -austrag müssen exakt aufeinander abgestimmt werden, um eine Überhitzung und damit mittelfristig einen Werkzeugausfall zu umgehen.

3.3.3. Variotherme Temperierungen

In Abgrenzung zur konventionellen, stationären Temperierung, welche auf einem fixen Temperaturniveau arbeitet, zeichnet sich die Variothermie dadurch aus, dass zwei Ziel-Temperaturbereiche existieren, welche innerhalb eines Zyklus angesteuert werden. Im Falle einer statischen Temperierung entscheidet sich einzig aufgrund der Randbedingungen, ob das System als Heizung oder als Kühlung fungiert. Anders ist dies bei der variothermen Temperierung. Hier gibt es innerhalb eines Produktionszyklus eine definiert gesteuerte Heizphase und eine entsprechende Kühlphase. Alternativ wird die Variothermie auch als dynamische oder variable Temperierung bezeichnet. Im Englischen sind die Begriffe *rapid thermal cycling*, *rapid thermal response molding* und *momentary mold surface heating* gebräuchlich [74]. Die typische Entwicklung der oberflächennahen Werkzeugtemperatur an der Formkavität für beide Temperierungsarten im Spritzguss ist exemplarisch in Abbildung 3-11 dargestellt.

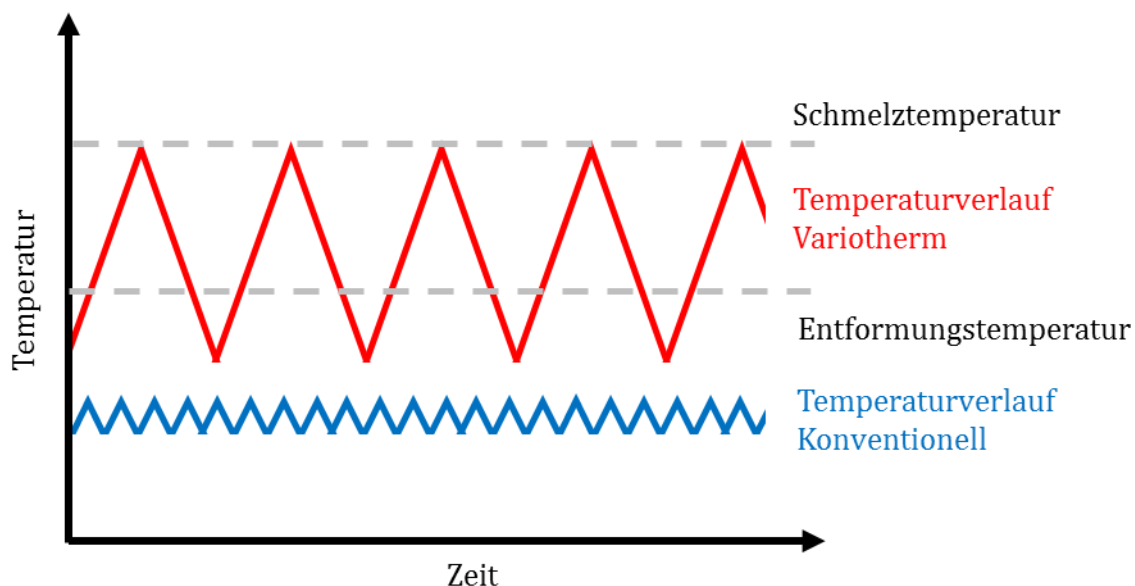


Abbildung 3-11: Typischer Verlauf der oberflächennahen Werkzeugtemperatur im Kunststoffspritzguss für einen stationären, konventionellen Prozess und einen variothermen Prozess.

Hinweise auf variotherme Temperierkonzepte in der Literatur finden sich bereits seit den 60er Jahren, ein Durchbruch lässt sich anhand von Publikationszahlen und

Berichten von industriellem Einsatz aber erst in den 90er Jahren ausmachen [75-77]. Ihren Ursprung hat die Technologie im Kunststoffspritzguss, um ein für die Kunststoffverarbeitung typisches Dilemma aufzulösen. Für eine optimale Formfüllung ist hier oft eine hohe Werkzeugtemperatur erforderlich, diese kann je nach verwendetem Kunststoff auch oberhalb der Massetemperatur des Kunststoffes liegen. Da die Wärmeleitfähigkeit von Kunststoffen im Vergleich zu metallischen Werkstoffen oftmals eher niedrig ausfällt, führt eine derartige Temperaturerhöhung zu einer drastischen Verlängerung der Zykluszeit, da die Abkühlung des Bauteils bis zur Entformungstemperatur sehr viel langsamer erfolgt. Um diesen Konflikt zwischen Bauteilqualität und Produktivität zu lösen, wurde das Konzept der Variothermie entwickelt um zum Zeitpunkt des Einspritzens eine möglichst hohe Werkzeugtemperatur zu ermöglichen, welche direkt im Anschluss wieder aktiv gesenkt werden kann, um ein möglichst schnelles Ausformen zu erreichen.

Im Hinblick auf die Bauteilqualität werden vor allem die Oberflächenqualität verbessert und innere Spannungen sowie Verformungen reduziert. Die Reduktion von Spannungen und Verformungen ist dabei darauf zurückzuführen, dass die Polymere beim ersten Wandkontakt keine Schreckschale bilden, sondern kontrolliert als Gesamtheit abkühlen und erstarren [66; 74]. Die Oberflächenqualität wird durch die Vermeidung von Einfallstellen, Lunkern und vor allem Bindenahtkerben verbessert [78; 79]. Das Haupteinsatzgebiet für variotherme Temperierungen ist heute das Mikrospritzgießen, bei dem in kleinen Werkzeugen sehr filigrane Strukturen gefüllt werden müssen [30]. Ergänzend dazu wird das Verfahren auch für die Herstellung von optischen Präzisionsbauteilen und Sichtteilen mit hochwertigen Oberflächen verwendet [70; 79-82]. Die Art der Beheizung und Kühlung kann dabei sehr unterschiedlich sein. Im Folgenden sollen die verschiedenen Optionen vorgestellt werden.

Temperierung durch Wärmeträgermedien

Bei der Temperierung mittels Temperiermedien kommen vornehmlich Wasser und Öl, seltener auch Luft zum Einsatz. Jede der genannten Varianten kann dabei sowohl zum Heizen als auch zum Kühlen der Werkzeugkavität genutzt werden. Unterschieden wird des Weiteren zwischen direkten Verfahren, wie dem Aufheizen der Kavität durch einen Heißluftstrom von außen, und indirekten Verfahren, bei dem Medien durch Kanäle im Werkzeuginneren geführt werden (siehe dazu auch Abschnitt 3.3.1) [79]. Die am weitesten verbreitete Form ist die Temperierung auf indirektem Weg über Temperieröle oder Wasser. Man spricht in diesem Zusammenhang auch von fluidvariothermer Temperierung [79; 83]. In dieser Form ist die Variothermie

durch diverse Anlagenhersteller abgedeckt und im Spritzgusssektor industriell etabliert.

Neben der Wahl des Mediums erfolgt eine Klassifizierung der Verfahren auch anhand der Ausgestaltung der Temperierkanäle im Werkzeug. Konstruktiv einfacher zu lösen ist die Verwendung gemeinsamer Temperierkanäle für Heizen und Kühlen des Werkzeugs. Dieses Vorgehen erfordert auf der Anlagenseite das Vorhandensein von mindestens zwei Temperierkreisen und einer Umschaltseinheit, etwa in Form einer Ventilstation. Dabei strömen das heiße und das kalte Medium im Wechsel durch den gleichen Kanal. Nach dem Umschaltvorgang wird das im System verbliebene Medium durch das Nachströmende verdrängt [70; 82; 84; 85]. Eine solche Anordnung ist schematisch in Abbildung 3-12 dargestellt.

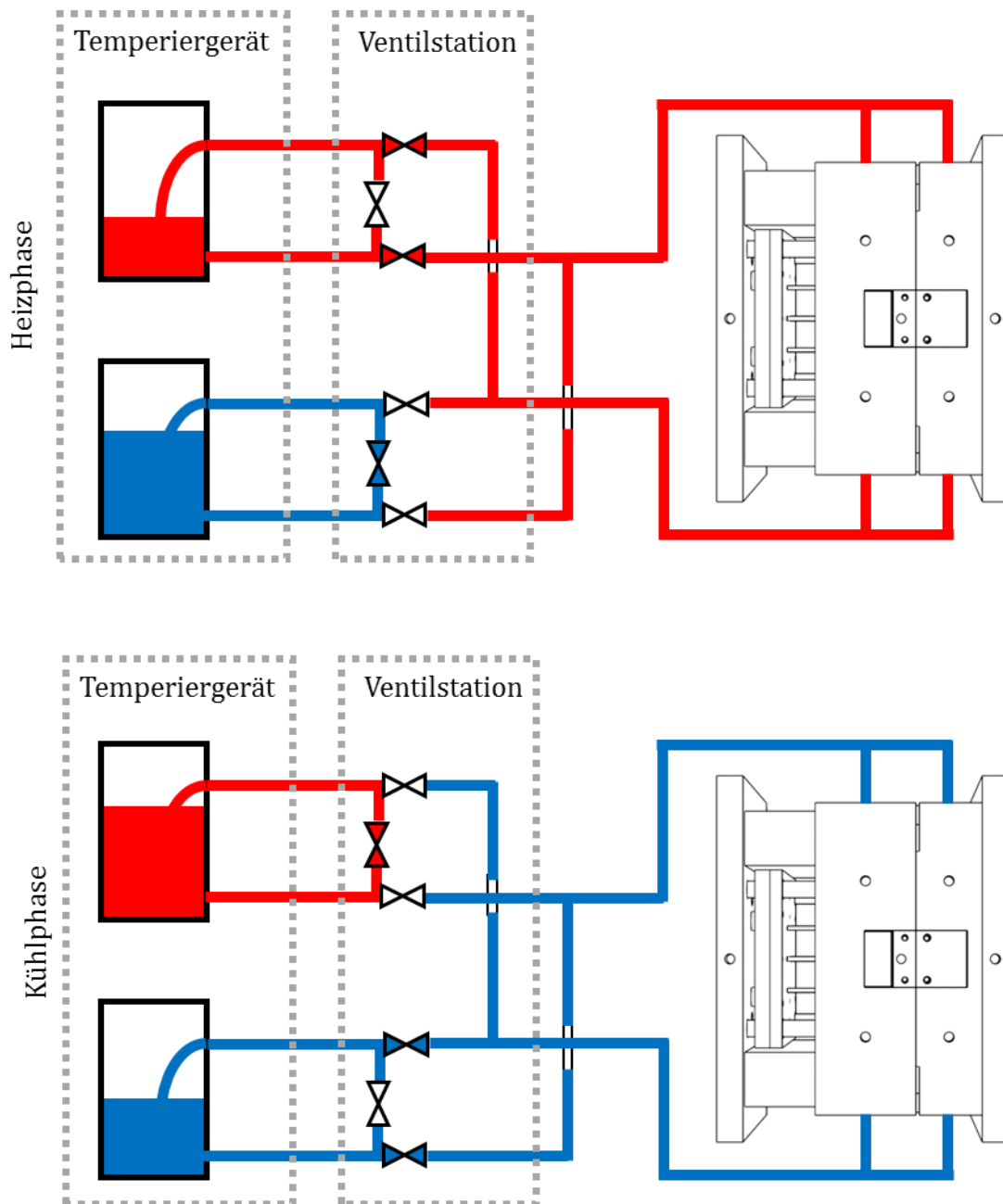


Abbildung 3-12: Funktionsschema eines fluidvariothermen Temperiersystems mit Heizphase (oben) und Kühlphase (unten) basierend auf dem *Alternating Temperature Technology* (ATT) System der Firma SINGLE Temperiertechnik GmbH.

Alternativ können für das Heizen und Kühlen unterschiedliche Kanäle verwendet werden, dies erfordert allerdings einen höheren Aufwand im Werkzeugbau. Kanäle zur Kühlung werden dabei bevorzugt kavitätsnah eingebracht und nur bei Bedarf durchströmt, während die zur Heizung genutzten, weiter hinten liegenden Kanäle durchgehend aktiv sind, um ein schnelles Wiederherstellen der Ausgangstempera-

tur zu gewährleisten. In dieser Ausführung ist auch die Nutzung verschiedener Medien, wie etwa Wasser zur Kühlung und Öl für die Beheizung, denkbar. Die charakteristischen Merkmale der Medien wurden bereits in Abschnitt 3.3.1 erläutert.

Entscheidend für die Medienwahl ist auch im Falle der Variothermie oft das angestrebte Temperaturintervall. Im Spritzguss ist Wasser am weitesten verbreitet, für Hochtemperaturanwendungen wird aber auf Öl zurückgegriffen [86; 87]. Eine Quantifizierung des Unterschiedes in der Dynamik der Systeme ist kaum möglich, da die untersuchten Bauteil- und Werkzeug-Geometrien sich stark voneinander unterscheiden [76; 86; 88-91]. Grundsätzlich gilt: Der Temperaturwechsel erfolgt umso schneller, je größer der Unterschied zwischen Medien- und Zieltemperatur ist. Die Zykluszeit dagegen steigt mit wachsender Werkzeugmasse an. Der Hauptvorteil fluidvariothermer Systeme ist der, dass auf bekannte Komponenten zurückgegriffen werden kann und sich der Prozess daher gut in bestehende Systeme integrieren lässt. Der wesentliche Nachteil ist in der Erhöhung der Zykluszeiten und des Energieverbrauchs (verglichen mit konventionellen Systemen) zu sehen. Maßnahmen, welche in diesen Punkten Abhilfe schaffen können, wurden in Abschnitt 3.3.2 diskutiert.

Temperierung durch elektrische Beheizung

Temperierkonzepte abseits von fluidvariothermen Verfahren basieren oft auf einer elektrischen Aufheizung der Werkzeuge, wobei die Kühlung in der Regel über ein Wärmeträgermedium realisiert wird. In diesem Bereich gilt es Heizelemente zu unterscheiden, welche die Wärme erzeugen und anschließend an das Werkzeug abgeben, und solchen, welche die Wärme direkt im Werkzeug erzeugen. Vertreter der ersten Gruppe sind Konzepte mit Heizpatronen [74], Peltier-Elementen [81; 92] und Widerstandsheizungen mit metallischen [74; 81] oder keramischen Heizelementen [80; 82]. Heizpatronen werden im Kunststoffspritzguss häufig eingesetzt, da sie eine kostengünstige Wärmequelle darstellen. Eine Verwendung für einen variothermen Prozess ist bei kleinen Werkzeugen gut realisierbar [74], grundsätzlich ist ihre Verwendung aber nur bei lokaler Beheizung bestimmter Bereiche sinnvoll. Ihre Effizienz wird zudem durch den Umstand gemindert, dass ein gewisser Abstand zur Kavität gewahrt werden muss, um die Integrität des Werkzeugs nicht zu gefährden [82; 93]. Diese Nachteile können durch einen alternativen Aufbau mit konturangepassten Widerstands-Heizelementen umgangen werden [93]. Zum Einsatz können sowohl metallische, als auch keramische Heizleiter kommen. Sofern die Belastung des Werkzeugs gering ist, können metallische Heizleiter bzw. Schichtsysteme auch direkt als Kavitätsoberfläche verwendet werden. Metallische Heizleitersysteme haben jedoch das Problem, dass etwa die thermische Ausdehnung der verschiedenen

Schichten sehr genau abgestimmt werden muss. Auch rein mechanisch betrachtet sind derartige Schichtsysteme anfällig [74; 94]. Die Heizdynamik ist zudem durch vergleichsweise beschränkte Flächenleistungsdichten begrenzt. Abhilfe können in dieser Hinsicht keramische Elemente schaffen, welche ihrerseits mit den Herausforderungen eines spröden Materials einhergehen [82]. *Rapid Heating Ceramics* (RHC) weisen eine hohe Effizienz auf und können der Kavität angepasst werden, woraus ein hohes Potenzial für hochdynamische Temperierungen ergibt [80; 82]. Tabelle 3-4 zeigt am Beispiel einer 16 cm² großen Kavitätsfläche die jeweils benötigte Aufheizzeit und Heizenergie für verschiedene Verfahren.

Tabelle 3-4: Vergleich von Heizenergie und Aufheizzeit für verschiedene Verfahren (nach [80]).

Art der Temperierung	Aufheizzeit [s]	Heizenergie [Wh]
RHC	7	1,2
Induktion	5	21
Wasser	24	28
IR-Strahler	72	31

Innerhalb der Gruppe der Widerstandsheizungen ist die genaue Bewertung aus ähnlichen Gründen wie für fluidbasierte Systeme kaum möglich, wenngleich einzelne Studien auch hier existieren [94-96]. Im Gegensatz zu den vorgestellten, indirekten Verfahren können Werkzeuge auch direkt mit Hilfe von Induktion erwärmt werden. Dies kann entweder durch einen externen Induktor erfolgen, welcher vor dem Schließen des Werkzeugs ein- und ausgefahren wird, oder aber durch einen in das Werkzeug integrierten Induktor [97]. Weiter verbreitet sind externe Induktoren, da sie leicht nachgerüstet werden können [75]. Nachteilig ist, dass eine Erwärmung nur in einem begrenzten Zeitfenster erfolgen kann. Zudem sind stark zerklüftete Kavitäten problematisch [4; 78]. Durch integrierte Induktoren können diese Herausforderungen bewältigt werden, wobei der höhere konstruktive Aufwand zu berücksichtigen ist, welcher durch die Unterbringung von Induktoren und Kühlung sowie der benötigten Anschlüsse zustande kommt. Durch beide Bauformen können schnelle, vergleichsweise robuste Heizsysteme realisiert werden [98; 99].

Temperierung durch Strahlung

Ähnlich zur Verfahrensanordnung mit externen Induktoren sind auch Verfahren entwickelt worden, welche auf externen Strahlern basieren. Zur Erwärmung werden hier etwa Infrarot-Strahlen, Mikrowellen und Laser-Strahlung verwendet. Die Kühlung erfolgt konventionell mit Wasser [70; 78; 79]. Bei der Erwärmung durch Strahlung kommt der Auswahl eines zum Werkzeugmaterial passenden Strahlers eine große Bedeutung zu, da stets nur bestimmte Wellenlängen absorbiert werden können, was wiederum für die Erwärmung der Oberfläche erforderlich ist. Für Dauerformen aus Stahl muss zudem auf die Beschaffenheit der Oberfläche geachtet werden, da starke Reflektionen den Wirkungsgrad verringern - ein Problem, welches auch aus der Anwendung von Thermografie für den Druckguss bekannt ist. Auch bei Strahlern sind, wie bei externen Induktoren, stark zerklüftete Kavitäten nachteilig, da diese nicht gleichmäßig erwärmt werden können [78; 79]. Während Infrarot-Strahler gebräuchlich sind und häufiger Erwähnung finden [70; 100], ist die Verwendung von Lasern [101] und Mikrowellen [75; 82] noch im Versuchsstadium begriffen.

Variothermie im Druckguss

Wie bereits beschrieben ist die Variothermie im Kunststoffspritzguss in diversen Varianten bereits im industriellen Einsatz etabliert. Im artverwandten Leichtmetall-druckguss ist sie dagegen nicht im Einsatz. Für einen solchen Einsatz im Druckguss ist zunächst grundsätzlich festzuhalten, dass sich die Prozessbedingungen, vor allem hinsichtlich der Temperaturen, deutlich vom Spritzguss unterscheiden. Praktische Studien zur Variothermie im Druckguss existieren bislang nicht, simulativ sind variotherme Temperierungen aber in geringem Umfang betrachtet worden [102; 103]. Eine Studie von Hartmann et al. [103] nutzt die Induktionstechnologie in Form eines in den Werkzeugeinsatz integrierten Induktors für die Beheizung des Werkzeugs. Die Kühlung erfolgt über das Temperiermedium Wasser, welches durch separate Kanäle unterhalb der Induktionsspule geführt wird. Grund für diese Verfahrenskombination sind die hohen Heiz- und Abkühlraten. Die Autoren berichten von den theoretischen Möglichkeiten, welche sich im Hinblick auf den Prozess ergeben. Durch die gesteigerte Werkzeugtemperatur zum Zeitpunkt des Schusses wird eine potenzielle Verlängerung der tolerierbaren Füllzeit auf bis zu 1 s vorhergesagt, wodurch eine beruhigtere Formfüllung erreicht werden kann. Im gleichen Zuge kann die Temperatur der Schmelze abgesenkt werden, was wiederum energetische Vorteile bringt. Die Zykluszeit verändert sich dabei im Vergleich zur konventionellen Prozessführung marginal. Als weiterer positiver Effekt wird die Verlängerung der Formlebensdauer angeführt, welche auf die geringeren Temperaturgradienten

zwischen Schmelze und Werkzeug bei der Formfüllung bzw. zwischen Trennmittel und Werkzeug beim Trennmittelauftrag zurückzuführen ist. Die Grundlagen zu diesem thermischen Formschädigungsmechanismus wird in Abschnitt 3.5 näher erläutert werden. Dass eine positive Beeinflussung der Werkzeugstandzeit und damit der Produktivität des Verfahrens auch mit einer weniger dynamischen variothermen Temperierung möglich ist, zeigt Müller [102]. In seiner Studie weist der Autor eine standzeitsteigernde Wirkung nach, ohne konstruktive Eingriffe am Werkzeug vorzunehmen, da eine entsprechende fluidvariotherme Prozessvariante gewählt worden ist. Weitere Ergebnisse aus dem Druckguss, sowohl simulativer als auch praktischer Natur, liegen nicht vor.

3.4. Grundlagen der Wärmeübertragung

Innerhalb des vorliegenden Kapitels soll ein für die späteren Ausführungen notwendiges Verständnis über spezielle Aspekte der Wärmeübertragung vermittelt werden. Im Zentrum stehen dabei neben den Grundlagen vor allem spezifische Phänomene, welche es bei der Betrachtung des Wärmehaushaltes von Druckgießformen zu beachten gilt. Zu nennen sind hier unter anderem die auftretenden thermischen Widerstände. Auch der im Druckguss schwer erfassbare, wenngleich für alle Gießverfahren relevante, Wärmeübergang zwischen Gussteil und Gussform wird näher beleuchtet werden.

3.4.1. Grundlegende Größen

Für die mathematische Beschreibung von thermischen Transportphänomenen sind einige Stoffdaten von fundamentaler Wichtigkeit und sollten in Ihrer Funktion, aber auch ihrer Größe möglichst genau bekannt sein, um präzise Aussagen treffen zu können. Die beiden wichtigsten Größen, welche im Folgenden erläutert werden, sind die Wärmekapazität c und die Wärmeleitfähigkeit λ . Aufgrund ihrer Bedeutung werden mit der Temperaturleitfähigkeit a und dem Wärmeeindringkoeffizient b auch zwei Kennzahlen vorgestellt, welche für die Berechnung von Temperaturfeldern häufig Verwendung finden.

Die Wärmekapazität beschreibt die Menge an Energie, welche einem Körper zugeführt oder entzogen werden muss, um eine bestimmte Temperaturänderung herbeizuführen. Mathematisch lässt sich dieser Zusammenhang wie folgt beschreiben:

$$c = \frac{\Delta Q}{m * \Delta T} \quad (3.14)$$

Mit:	c :	Spezifische Wärmekapazität [J/kgK]
	ΔQ :	Wärmedifferenz [J]
	m :	Masse [kg]
	ΔT :	Temperaturdifferenz [K]

Vor allem bei der Betrachtung von Gasen ist darauf zu achten, inwiefern die Wärmekapazität bei einem konstanten Druck (isobare Wärmekapazität c_p) oder für ein konstantes Volumen (isochore Wärmekapazität c_v) angegeben ist. Dies gilt zwar auch für die Betrachtung von Flüssigkeiten und Festkörpern, während für Gase $c_p > c_v$ gilt, sind die Größen für diese beiden Aggregatzustände nahezu identisch und können als gleichwertig angesehen werden. Die Wärmeleitfähigkeit λ wiederum beschreibt die Eignung eines Materials für die Transferierung thermischer Energie. Diese thermische Transportgröße ist über das Wiedemann-Franzsche Gesetz (Gleichung (3.15)) eng mit der elektrischen Leitfähigkeit des Materials verbunden. Grund dafür ist die Abhängigkeit vom Vorhandensein freier Elektronen für beide Vorgänge. Gute elektrische Leiter wie Metalle sind daher auch gute thermische Leiter, wobei die spezifische Leitfähigkeit wiederum von Materialeigenschaften wie der Menge vorliegender Kristallbaufehler abhängt. Je reiner und fehlerfreier ein Körper ist, desto besser leitet er.

$$\lambda = L_{Lor} * \kappa * T \quad (3.15)$$

Mit:	λ :	Wärmeleitfähigkeit [W/mK]
	L_{Lor} :	Lorenzsche Zahl [V ² /K ²]
	κ :	Elektrische Leitfähigkeit [S/m]
	T :	Temperatur [K]

Sind beide Stoffgrößen bekannt, so lässt sich unter Hinzunahme der Dichte des Werkstoffs die Temperaturleitfähigkeit a berechnen. Diese Größe beschreibt, wie sich die Temperaturverteilung in einem Werkstoff über die Zeit verändert. Sie lässt sich wie folgt berechnen:

$$a = \frac{\lambda}{\rho * c_p} \quad (3.16)$$

Mit:	a :	Temperaturleitfähigkeit [m ² /s]
------	-------	---

ρ : Dichte [kg/m³]
 c_p : Spezifische isobare Wärmekapazität [J/kgK]

Aus den gleichen Eingangsgrößen kann zudem der Wärmeeindringkoeffizient b errechnet werden. Dieser ist ein Maß dafür, mit welcher Geschwindigkeit Wärme von einem wärmeren zu einem kälteren Körper übergehen kann.

$$b = \sqrt{\lambda * c_p * \rho} \quad (3.17)$$

Mit: b : Wärmeeindringkoeffizient [J/Km²√s]

Mit Hilfe dieser vier Kenngrößen lassen sich die wichtigsten thermischen Transportphänomene berechnen und quantifizieren.

3.4.2. Wärmeübertragungsphänomene

Innerhalb eines Druckgießwerkzeugs wird Wärme über verschiedene Mechanismen transportiert. Die in Abbildung 3-5 aufgezeigten Wärmeströme kommen auf unterschiedlichen Wegen zustande. Die zugrundeliegenden thermischen Transportphänomene werden im Folgenden näher erläutert.

Konduktion

Die Wärmeleitung, auch als Konduktion bezeichnet, meint eine Wärmeübertragung, welche ohne den Transport von Materie von statten geht [104]. Der Wärmestrom q ist im Falle der Konduktion direkt proportional zum vorliegenden negativen Temperaturgradienten. Für die Betrachtung thermischer Transportvorgänge ist neben dem Wärmestrom vor allem der Bezugspunkt wichtig, welcher eine Fläche oder ein Volumen sein kann. Bezogen auf eine Fläche spricht man von der Wärmestromdichte q'' . Durch die Proportionalität von Wärmestrom und Temperaturgradient lässt sich die Wärmestromdichte mit dem Fourierschen Gesetz wie folgt beschreiben:

$$q''_x = \frac{q_x}{A} = -\lambda \frac{dT}{dx} \quad (3.18)$$

Mit: q''_x : Wärmestromdichte in x-Richtung [W/m²]
 q_x : Wärmestrom in x-Richtung [W]

A:	Wirkfläche von q_x [m ²]
T:	Temperatur [K]
x:	Koordinate [m]
$\frac{dT}{dx}$:	Thermischer Gradient [K/m]

Nimmt man eine isotrope Wärmeleitfähigkeit an, so lässt sich die Wärmestromdichte in ihrer vektoriellen Form wie folgt formulieren [105]:

$$q'' = -\lambda i \frac{dT}{dx} - \lambda j \frac{dT}{dy} - \lambda k \frac{dT}{dz} = -\lambda \nabla T = -\lambda \text{grad} T \quad (3.19)$$

Mit: i, j, k : Einheitsvektor in x-, y-, z-Richtung [-]

Mit dieser Form des Fourierschen Gesetzes können stationäre Probleme berechnet werden. Stationäre Probleme sind dadurch gekennzeichnet, dass die thermischen Gradienten und Wärmeströme zeitlich konstant sind. Im Gegensatz dazu findet bei instationären Problemen eine Änderung des Energiezustandes im Kontrollvolumen statt, da Wärmeströme durch die Grenzflächen hindurch existieren. Bereits innerhalb eines Werkzeugeinsatzes liegen sowohl stationäre, als auch instationäre Wärmeleitungsphänomene vor. So ist der Wärmestrom zwischen Kavität und Temperierkanal als instationär anzusehen, hinter den Temperierkanälen hingegen ist das Temperaturfeld im eingeschwungenen Zustand annähernd konstant und kann als stationär angesehen werden. Um instationäre, also örtlich und zeitlich aufgelöste, Phänomene in Abhängigkeit von Anfangs- und Randbedingungen beschreiben zu können muss Gleichung (3.19) in eine andere Form überführt werden. Diese Form, die sogenannte Fouriersche Differenzialgleichung in ihrer allgemeinen Form, kann wie folgt beschrieben werden:

$$\frac{\partial}{\partial x} \left(\lambda \frac{\partial T}{\partial x} \right) + \frac{\partial}{\partial y} \left(\lambda \frac{\partial T}{\partial y} \right) + \frac{\partial}{\partial z} \left(\lambda \frac{\partial T}{\partial z} \right) + q_g''' = \rho c_v \frac{\partial T}{\partial t} \quad (3.20)$$

Mit: q_g''' : Volumenbez. Gesamt-Wärmestrom [W/m³]

In der hier dargestellten Form ist sie auch für Problemstellungen mit Quellen und Senken sowie temperaturabhängigen Stoffdaten anwendbar [106]. Die Gleichung ist für die numerische Simulation von Temperaturfeldern zwingend erforderlich, da

sie in dieser Form rechnergestützt mit Hilfe numerischer Verfahren gelöst werden kann. Ist eine initiale Temperaturverteilung bekannt, kann somit grundsätzlich die Temperatur zu jedem Zeitpunkt an jedem Punkt des betrachteten Raumes ermittelt werden [105; 106]. Existieren weder Quellen noch Senken und liegt ein stationäres Problem vor, entfallen sowohl der volumenbezogene Gesamt-Wärmestrom als auch die rechte Seite der Gleichung. Während die Wärmeleitfähigkeit, also sowohl für stationäre, als auch für instationäre Probleme von Belang ist, hat die Wärmekapazität einzig für instationäre Problemstellungen eine Bedeutung. Dieser Zusammenhang ist wichtig, will man etwa den Wärmehaushalt eines Druckgießwerkzeugs gezielt verändern.

Konvektion

Die Konvektion meint einen Wärmestrom, welcher mit einem Stofftransport einhergeht. Das bewegte Fluid oder Gas trägt dabei Wärme von einem wärmeren Ort oder Körper mit sich hin zu einem kälteren Ort oder Körper. Dabei wird zwischen der freien bzw. natürlichen Konvektion und der erzwungenen Konvektion unterschieden. Während die freie Konvektion aufgrund lokaler Dichteunterschiede zustande kommt, wird im Falle der erzwungenen Konvektion eine Druckdifferenz von außen aufgeprägt. Freie Konvektion liegt etwa an den Außenseiten von Druckgießwerkzeugen vor, während innerhalb der Temperierkanäle die erzwungene Konvektion der dominierende Mechanismus des Wärmetransportes ist. Die Wärmestromdichte lässt sich in beiden Fällen wie folgt beschreiben [107]:

$$q'' = \alpha(T_{\infty} - T_S) \quad (3.21)$$

Mit:	α	Wärmeübergangskoeffizient [W/m ² K]
	T_{∞} :	Temperatur des Fluides/Gases [K]
	T_S :	Temperatur der Oberfläche [K]

Aufgrund der komplexen Art des Transportphänomens Konvektion werden nicht alle relevanten Einflüsse explizit modelliert. Vielmehr werden diese im Wärmeübergangskoeffizienten zusammengefasst. Je nach Art der Problemstellung kann dieser stark unterschiedlich sein. Um die vorliegende Strömungscharakteristik in derartige Berechnungen mit einfließen zu lassen, werden Strömungskennzahlen wie die Reynolds- (Formel (3.9)) und die Prantl-Zahl (Formel (3.10)) herangezogen. Diese lassen sich aus Aspekten des Transportproblems wie der charakteristischen

Länge und der Strömungsgeschwindigkeit sowie aus Stoffdaten wie der kinematischen Viskosität, der Dichte, der Wärmekapazität und der Wärmeleitfähigkeit des strömenden Mediums berechnen. Die präzise Bestimmung des Wärmeübergangskoeffizienten ist für die konvektive Wärmeübertragung, aufgrund der zahlreichen Einflussfaktoren, die größte Herausforderung [107; 108]. Eine der Problemstellungen, welche über den Wärmeübergangskoeffizienten modelliert werden muss, ist beispielsweise die Ausbildung der Temperaturverteilung innerhalb eines Mediums, welches an einer ebenen Wand vorbeiströmt. Dabei bildet sich im Medium eine laminare Grenzschicht aus. Innerhalb dieser Grenzschicht steigt die Medientemperatur bis auf die Wandtemperatur an, gleichzeitig geht die Strömungsgeschwindigkeit in direkter Wandnähe gegen Null und der Wärmetransport wird durch die Wärmeleitung im Fluid dominiert. Derartige Phänomene sind etwa für die numerische Simulation der Vorgänge im Inneren von Temperierkanälen von Bedeutung.

Strahlung

Der Wärmetransport über Strahlung und damit auch der ungewollte Verlust von Wärme aus einem System durch Strahlung sind für metallurgische Prozesse im Hinblick auf die Energiebilanz von großer Bedeutung. Dies hängt mit den hohen Temperaturen zusammen, welche wiederum mit der vierten Potenz in die Wärmestrombetrachtung einfließt. Anders als bei der Konduktion und der Konvektion ist für den Wärmetransport über Strahlung keine Materie einer bestimmten Form von Nöten: Der Transport erfolgt über Photonen bzw. elektromagnetische Wellen und kann damit auch im Vakuum auftreten. Neben den auftretenden Temperaturen, geht auch die Beschaffenheit des emittierenden und des absorbierenden Körpers in die Betrachtung ein. Diese Eigenschaften werden über den temperaturabhängigen Emissionsgrad ε abgebildet, welcher in die Berechnung der auftretenden Wärmeströme über das Stefan-Boltzmann-Gesetz einfließt:

$$q'' = \varepsilon \sigma T^4 \quad (3.22)$$

Mit:	ε :	Emissionsgrad [-]
	σ :	Stefan-Boltzmann-Konstante [W/m ² K ⁴]
	T:	Absolute Temperatur [K]

Für einen idealen Strahler, den sogenannten *schwarzen Strahler*, nimmt der Emissionsgrad einen Wert von eins an. Schwarze Strahler sind gleichzeitig auch ideale Absorber. Für technisch relevante Vorgänge wird dieses Ideal nicht erreicht, der

Emissionsgrad liegt hier zwischen den Werten null und eins. In Tabelle 3-5 sind exemplarisch die Emissionsgrade für verschiedene, häufig anzutreffende Bearbeitungszustände von Stählen bei unterschiedlichen Temperaturen angegeben.

Tabelle 3-5: Emissionsgrade von Stahl nach Bearbeitungszustand und Temperatur (nach [109])

Zustand [-]	Temperatur [K]	Emissionsgrad [-]
Hochglanzpolierte	450	0,052
Hochglanzpolierte	500	0,064
Poliert	700	0,144
Poliert	1300	0,377
Geschmirgelt	293	0,242

Den Wärmestrom mit einem temperaturabhängigen Emissionsgrad abzubilden stellt jedoch eine Vereinfachung der Umstände dar, welche nur für einfache Probleme zulässig ist [110]. Um den Austausch von Wärme zwischen zwei Flächen auch für komplexere Problemstellungen berechnen zu können, wird die folgende Form benötigt:

$$q'' = C_{12}A(T_1^4 - T_2^4) \quad (3.23)$$

Mit: C_{12} : Vorfaktor [W/m³K⁴]
 A : Strahlungswirksame Fläche [m]
 T_i : Temperatur der Fläche i [K]

Die Bestimmung des Vorfaktors ist ein komplexes Problem, welches in der Fachliteratur ausführlich diskutiert wird [105; 106; 110]. Der Vorfaktor kann eine Funktion von hoher Komplexität sein und enthält neben den Emissionsgraden und der Stefan-Boltzmann-Konstante sämtliche Informationen über Sichtfaktoren, die Größe der Flächen und deren Orientierung.

3.4.3. Thermische Widerstände

Die Parallelen zwischen der Wärmeleitung und der thermischen Leitung lassen sich auch im Bereich der Widerstände ziehen. Das Ohmsche Gesetz sagt an dieser Stelle

aus, dass die treibende Kraft äquivalent ist zum Strom, multipliziert mit dem elektrischen Widerstand. Ähnlich verhält es sich im Hinblick auf thermische Widerstände, welche multipliziert mit dem Wärmestrom dem thermischen Gradienten ΔT gegenüberstehen. Der thermische Widerstand wird daher vereinfacht wie folgt ausgedrückt:

$$W = \frac{\Delta T}{q} \quad (3.24)$$

Mit: W : Thermischer Widerstand [K/W]

Der Kehrwert eines thermischen Widerstands ist wiederum stets ein Wärmeübergangskoeffizient, welcher in Abschnitt 3.4.2 bereits kurz erläutert wurde:

$$\alpha = \frac{q''}{\Delta T} = \frac{q}{A\Delta T} \quad (3.25)$$

Sowohl der elektrische als auch der thermische Widerstand werden über die Leitungslänge und den Leitungsquerschnitt definiert. Unter Berücksichtigung der thermischen Leitfähigkeit lässt sich der konduktive thermische Widerstand wie folgt definieren:

$$W_{cond} = \frac{T_1 - T_2}{q_{cond}} = \frac{l}{\lambda A} \quad (3.26)$$

Mit: $T_1 - T_2$: Temperaturdifferenz an den Leiterenden [K]

Analog dazu kann auch auf den konvektiven Widerstand geschlossen werden:

$$W_{conv} = \frac{T_s - T_\infty}{q_{conv}} = \frac{1}{\alpha_{conv} A} \quad (3.27)$$

Sofern die Wärme an eine Umgebung mit unveränderlicher Temperatur, bspw. eine sehr große Gasmenge, abgegeben wird, kann auch der thermische Widerstand bei Strahlung analog erschlossen werden:

$$W_{rad} = \frac{T_S - T_\infty}{q_{rad}} = \frac{l}{\alpha_{rad}A} \quad (3.28)$$

Für ein komplexes Problem, wie etwa die Strahlungsverluste an den Außenbereichen eines Druckgießwerkzeugs oder im Bereich der geöffneten Kavität, greift eine solch vereinfachte Darstellung allerdings zu kurz. Vielmehr gilt hier wie für die meisten technischen Systemen, dass sich oft viele thermische Transportphänomene überlagern oder voneinander abhängen. Auch derart gekoppelte Phänomene können durch einen einzelnen Widerstand beschrieben werden, indem die einzelnen Widerstände entsprechend aufsummiert werden. Die Art der Verschaltung der Widerstände beeinflusst dabei die Berechnungsweise. Die Reihenschaltung thermischer Widerstände, welche auch als Wärmedurchgang bezeichnet wird, ist etwa bei Wärmetauschern wichtig, da hier konduktive Leitungsphänomene und damit auch Widerstände mit konvektiven Transportphänomenen kombiniert werden. Für die mathematische Beschreibung dieser Schaltung werden die einzelnen thermischen Widerstände direkt aufaddiert. Anders verhält es sich bei der parallelen Verschaltung von Widerständen. In diesem Fall werden die Kehrwerte der Widerstände aufaddiert, das resultierende Ergebnis ist der Kehrwert des Gesamtwärme­widerstandes. Ausgehend von einem solchen System kann der Gesamtwärmestrom auf Basis der leitenden Querschnittsfläche und der individuellen Widerstände bestimmt werden. Die Wärme wird dabei dem Weg des geringsten Widerstandes folgen, der Wärmestrom sich also anteilig stärker in Richtung des besseren Leiters verlagern. Die Art der Verschaltung der einzelnen Komponenten hat somit wesentlichen Einfluss auf die Gesamt-Leitfähigkeit eines Systems. Während in Reihe geschaltete Widerstände die Gesamt-Leitfähigkeit zwingend herabsetzen, muss dies für gleiche Komponenten, welche parallel verschaltet werden, nur bedingt der Fall sein.

Wie aus Abbildung 3-5 ersichtlich wird, treten am Gesamtsystem Druckgießwerkzeug alle drei beschriebenen Transportphänomene auf und haben einen deutlichen Einfluss auf den Wärmehaushalt. Im Falle der Konduktion kommt bei einem solchen System ein weiteres Phänomen zum Tragen, welches den Wärmeabfluss stark beeinflussen kann. Während bei den bisherigen Betrachtungen stets vereinfacht von einem idealen Kontakt der Körper, also prinzipiell einem Kontinuum, ausgegangen wurde, ist dies in der Realität nicht der Fall. Es kommt zu Verlusten an der Grenzfläche, welche durch den Kontaktwärmewiderstand modelliert werden. Dieses Phänomen kommt dadurch zustande, dass die reale Kontaktfläche zweier Körper wesentlich kleiner ist als bei einem idealisierten Kontakt. Auch für hohe Kontaktdrücke von etwa 10 MPa liegt die reale Kontaktfläche nur bei etwa 1-2 % der geometrisch

möglichen Kontaktfläche [111]. Der Kontakt kommt lediglich über die Rauigkeitsspitzen zustande, folglich kann auch nur an dieser reduzierten Fläche konduktive Wärmeleitung erfolgen [112]. Im Bereich der Zwischenräume kann die Wärme nur über Strahlung transportiert werden. Für konvektiven Wärmetransport sind die oft nur wenige μm großen Hohlräume zu klein. Die Strahlung kann jedoch für Temperaturen unterhalb von $300\text{ }^\circ\text{C}$, also dem typischen Temperaturfenster für die Bereiche in der Peripherie der Werkzeugeinsätze, vernachlässigt werden. Ein leitendes Zwischenmedium wie etwa Wärmeleitpasten kann den Widerstand über das Prinzip der Parallelschaltung verringern [113]. Die korrekte Bestimmung des Kontaktwärmewiderstandes ist komplex und verschiedene theoretische Modelle werden in der Literatur diskutiert [112; 114-120]. In aktuellen Publikationen wird bei der Diskussion des Widerstands vorzugsweise auf den spezifischen Kontaktwärmewiderstand abgestellt, welcher wie folgt definiert ist:

$$W_{\text{spez,cont}} = \frac{A\Delta T}{q} = \frac{\Delta T}{q''} \quad (3.29)$$

Der zugehörige Wärmeübergangskoeffizient ist durch den herrschenden Anpressdruck, die Wärmeleitfähigkeit der beteiligten Materialien und die Oberflächeneigenschaften wie Rauigkeit und Härte bestimmt [121]. Exemplarisch sei das Modell von Mikic [122] als Möglichkeit zur Berechnung dieses Koeffizienten genannt, welches auf der Annahme einer plastischen Deformation der Rauigkeitsspitzen und einer elastischen Deformation des Grundmaterials beruht. Unter Berücksichtigung der zuvor beschriebenen Eigenschaften eines Systems lässt sich der Koeffizient wie folgt errechnen:

$$\alpha_{\text{cont}} = 1,13 * \left(\frac{\lambda m}{R_q} \right) * \left(\frac{p}{H_V + p} \right)^{0,94} \quad (3.30)$$

Mit:	R_q :	Oberflächenrauigkeit [m]
	p :	Kontaktdruck [MPa]
	H_V :	Mikrohärte nach Vickers [MPa]
	m :	Oberflächenkrümmung [-]

Die Krümmung m kann dabei für viele Flächen mit 0,1 angenommen werden [121]. Für die Härte ist in diesem Modell der weichere Körper ausschlaggebend und

im Falle unterschiedlicher Wärmeleitfähigkeiten sollte mit dem harmonischen Mittel aus beiden Werten gearbeitet werden [123]. Abseits von physikalischen oder numerischen Modellen ist die messtechnische Ermittlung dieses Wertes für eine bestimmte Problemstellung der gängigste Weg. Für Anwendungsfälle wie den Druckguss existieren darüber hinaus empirische Abschätzungen, wie etwa von Nogowizin [3]. Dieser schätzt den Wärmeübergangskoeffizienten anhand des Quotienten der Wärmeleitfähigkeit der Luft und dem mittleren Spiel zwischen den Kontaktflächen ab (siehe Formel (3.4)). Bei dieser Art der Betrachtung werden allerdings zu viele Aspekte vereinfacht und zusammengefasst, als dass dieser Ansatz für den Einsatz in der numerischen Simulation statthaft wäre.

3.4.4. Das Wärmetransportproblem Gussteil-Werkzeug

Neben den Wärmeübergängen, welche im Werkzeug, zwischen Werkzeug und Maschine bzw. Werkzeug und Umgebung auftreten, ist es vor allem der Wärmetransport zwischen Gussteil und Gießwerkzeug, der die resultierende Bauteilqualität und die Genauigkeit einer Gießsimulation wesentlich beeinflusst. Das Druckgießverfahren nimmt an dieser Stelle insofern eine Sonderrolle ein, als dass die Oberfläche der Werkzeuge nicht durch einen vergleichsweise dicken Schlichte-Auftrag vor dem Gießmetall geschützt wird. Der stattdessen aufgetragene Trennmittelfilm nimmt hingegen keinen nennenswerten Einfluss auf den Wärmeübergang, wodurch ein direkter Kontakt zwischen Gussteil und Werkzeugstahl angenommen werden kann. Während der Formfüllphase dominiert ein konvektiver Wärmetransport von der Schmelze zum Werkzeug die Bilanz, während der Erstarrung liegt dann ein konduktiver Wärmeübergang vor. Beide Phänomene werden für diesen Anwendungsfall in der Literatur häufig vereinfachend zusammengefasst, indem der Kontaktwärmewiderstand unabhängig vom zugrundeliegenden Mechanismus betrachtet wird. Um den Wärmeübergangskoeffizient, welcher innerhalb des Gießzyklus zeitlich nicht konstant ist, experimentell zu ermitteln, gibt es nach Dour et al. [124] vier Möglichkeiten:

- 1) Messung mehrerer Temperaturen in Werkzeug und Formhohlraum mit anschließender Bestimmung der Wärmestromdichte und des Koeffizienten,
- 2) Messung mehrerer Temperaturen im Werkzeug mit anschließender, inverser Bestimmung der relevanten Größen,
- 3) Messung mehrerer Temperaturen im Werkzeug mit anschließendem, iterativem Fitten einer Gießsimulation,
- 4) Messung der Temperatur am Mikro-Kontakt durch intrinsische Thermoelemente sowie Messungen in Werkzeug und Formhohlraum.

Im Hinblick auf die hohen Belastungen, welche im Inneren einer Kavität im Druckguss vorherrschen, empfehlen sich für die zyklische Betrachtung ausschließlich solche Ansätze, die keine Messungen in der Kavität benötigen. In der Literatur dominieren folgerichtig die Ansätze zwei und drei. Die erste Erwähnung von Experimenten zur Bestimmung des Wärmeübergangs im Druckguss finden sich bereits im Jahr 1972 und gehen auf C. W. Nelson [125] zurück. Dieser ließ fünf Thermoelemente in unterschiedlichem Abstand zur Kavität in einen Werkzeugeinsatz einbauen, um den Wärmestrom und den Wärmeübergangskoeffizienten bestimmen zu können. Dazu bildet er die Differenz zwischen der aufgenommenen Formwandtemperatur und einer eingetragenen, an anderer Stelle ermittelten Abkühlkurve. Anstelle eines kontinuierlichen Verlaufs definierte er drei markante Intervalle, für welche je ein Koeffizient bestimmt wird. Exemplarisch sind in Tabelle 3-6 die jeweiligen Koeffizienten für die drei Phasen einer druckgegossenen AZ91-Legierung angegeben.

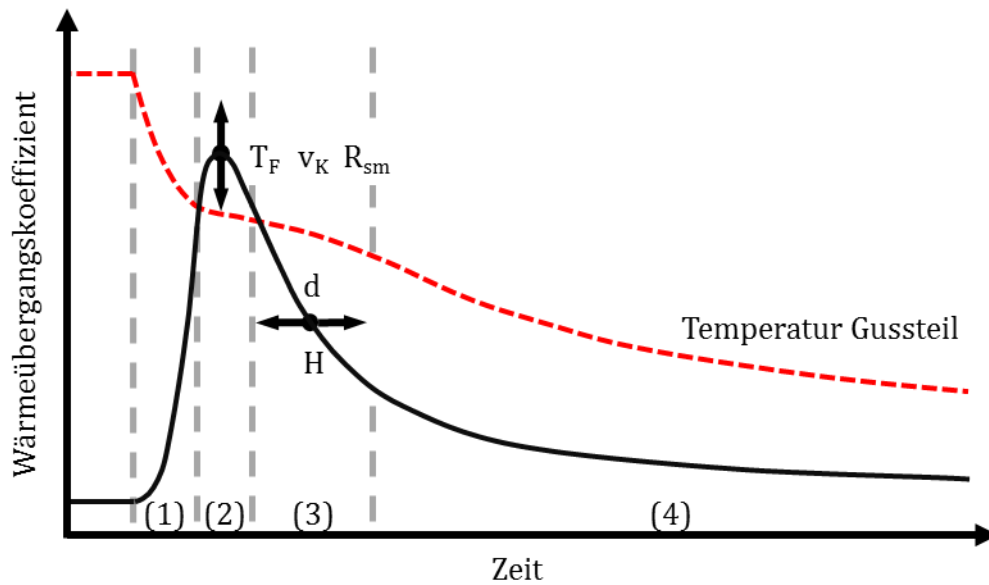
Tabelle 3-6: Wärmeübergangskoeffizienten für den Abguss einer AZ91-Legierung (nach [125]).

Intervall [-]	Wärmeübergangskoeffizient [W/m ² K]
Überhitzte Schmelze - Formwand	63.000
Erstarrendes Matrixmetall - Formwand	61.500
Erstarrtes Gussstück - Formwand	19.300

Aktuellere Untersuchungen nutzen zumeist den von J. V. Beck [126] postulierten Ansatz der inversen Lösung des Problems [127-130]. Für diesen Ansatz müssen die folgenden Randbedingungen erfüllt sein: (a) Eindimensionaler Wärmetransfer, (b) Adiabate Gussstückmitte und (c) Ausgangstemperatur Guss entspricht der Schmelzetemperatur. Für die in der Literatur untersuchten Platten können die Annahmen a und b aufgrund des Verhältnisses der Bauteildicke zur Höhe bzw. Breite als erfüllt angesehen werden. Annahme c ist im Grunde für alle konventionellen Druckgießprozesse erfüllt. Die eingesetzten Messvorrichtungen sind Weiterentwicklungen von Pfitzers [128] Aufbau. Der wesentliche Unterschied liegt oft in der Art der Detektion der Schmelzetemperatur. Während Pfitzer diese Temperatur durch ein vorstehendes Thermoelement ermittelt (vgl. Ansatz 1), nutzen andere Forschergruppen Pyrometer, um über einen im Werkzeugeinsatz integrierten Lichtleiter die Schmelzetemperatur zu messen [124; 129-131]. Aufgrund der starken Abhängig-

keit der Qualität der Pyrometer-Messungen von der schwierigen Emissionsgrad-Bestimmung ist dieses Vorgehen nicht ohne Risiko für die Messgenauigkeit [124; 129]. Ein alternativer Versuchsaufbau ist der Aufbau von Guo et al. [132]. Der mit Thermoelementen vom Typ K mit einem Fühlerdurchmesser von 0,1 mm ausgestattete Sensor ist in seinem Aufbau an Pfitzer [128] angelehnt. Eine zugehörige Abkühlkurve des Gussteils zur Bestimmung wird bei diesem Aufbau nicht gemessen, sondern über eine Thermo-Calc Simulation ermittelt [132; 133].

Die ermittelten Verläufe des Wärmeübergangskoeffizienten über die Zeit werden in Anlehnung an Pfitzer [128] und Cao [127] in vier Bereiche unterteilt (siehe Abbildung 3-13). Bei der Diskussion der Haupteinflussfaktoren wird häufig allein auf den Peak im Bereich (2) abgestellt. Die Peak-Werte schwanken dabei in Abhängigkeit der Prozessparameter, der vergossenen Legierung und des Versuchsbauteil deutlich: Das Streuband reicht von etwa 21.000 W/m²K [133] bis zu 90.000 W/m²K [130]. Als Haupteinflussfaktoren gelten die Werkzeug-Vorwärmtemperatur T_F , die Geschwindigkeit des Gießkolbens während der Formfüllphase v_K und die mittlere Rillenbreite R_{sm} auf der Kavitätsoberfläche. Der Werkzeugtemperatur wird dabei die größte Bedeutung beigemessen, mit sinkender Werkzeugtemperatur steigt der Peak-Wert deutlich an [124; 127; 128; 132; 133]. Nur für geringe Wandstärken unterhalb vom einem Zentimeter löst die Kolbengeschwindigkeit die Werkzeugtemperatur als Haupteinflussfaktor ab [124; 129-133]. Eine steigende Geschwindigkeit wirkt sich aufgrund des intensiveren konvektiven Wärmeübergangs dabei steigend auf den Peak-Wert aus. In Übereinstimmung mit den Ausführungen in Abschnitt 3.4.3 wirkt sich zudem eine geringere Rauigkeit der Oberfläche ebenfalls steigend auf den Peak aus [134]. Im Bereich (3) der Kurve kommen mit der Art der Gusslegierung und der Bauteildicke d zwei weitere Faktoren hinzu, welche den Kurvenverlauf verflachen oder steiler gestalten können [129; 132; 133]. Je dicker das untersuchte Gussteil und je höher die latente Wärme H der verwendeten Legierung werden, desto flacher wird der Kurvenverlauf. Die Schmelzetemperatur im Warmhalteofen hat hingegen keinen nachweisbaren Einfluss auf den Wärmeübergang [128; 132; 134]. Dies passt zu den in Tabelle 3-1 aufgezeigten Ergebnissen zur Entwicklung der Überhitzung der Schmelze bis zum Abguss. Die in das Werkzeug eintretende Schmelze unterscheidet sich nach diesen Untersuchungen nicht durch die Temperatur, sondern durch den vorliegenden Festphasenanteil. Im Bereich (4) ist die Erstarrung vollständig abgeschlossen und das Gussteil kühlt bis zur Entformungstemperatur ab. Diese Phase wird auch als stationäre Phase bezeichnet wobei unter Berücksichtigung des Abschrumpfens des Gussteils von der Formwand nicht von einem vollkommen stabilen Zustand ausgegangen werden kann.



Symbol	Einflussgröße
T_F	Formtemperatur
v_K	Geschwindigkeit des Gießkolbens während der Formfüllphase
R_{sm}	Mittlere Rillenbreite auf der Kavitätsoberfläche
d	Bauteildicke
H	Latente Wärme

Abbildung 3-13: Einfluss der Parameter auf den Verlauf des Wärmeübergangskoeffizienten über den Gießzyklus in den Phasen Formfüllung (1), Erstarrungsbeginn (2), vollständige Erstarrung (3) und der stationären Phase (4) der Abkühlung des erstarrten Gusses.

Uneinigkeit herrscht hinsichtlich des Einflusses der Nachdruckphase bzw. der Höhe des Nachdrucks auf den Wärmeübergang. Zwar sind höhere Kontaktdrücke grundsätzlich förderlich [121; 135; 136], eine direkte Wirkung des Nachdrucks auf den Kontaktdruck konnte aber vielfach nicht nachgewiesen werden. Der Einfluss des Nachdrucks auf den Wärmeübergang wurde folglich als irrelevant eingestuft [124; 130-132; 134]. Dem entgegen stehen die Beobachtungen von Pfitzer [128] und Guo [133], allerdings nur für Wandstärken jenseits von einem Zentimeter, was mit der längeren Wirkdauer des Nachdrucks bei dickwandigen Bauteilen erklärt

wird. Eine explizite Betrachtung der Bildung eines Luftspalts erfolgte bei den vorgestellten Studien nicht. Der Effekt des Wegschrumpfens von der Formwand wird aber als mögliche Ursache für das Abflachen der Wärmeübergangskoeffizienten-Kurve angeführt.

Alternativ zu den messtechnischen Bemühungen führten Long et al. [137] Arbeiten nach Ansatz 3 durch. Die Gießsimulation wurde dabei so lange iterativ gefittet, bis sie dem Realprozess entsprach. Validierungsversuche mit einer alternativen Gussteilgeometrie mit dem auf diese Weise gewonnenen Verlauf des Wärmeübergangskoeffizienten verliefen erfolgreich. Die Art und Weise, wie das Gießmetall mit dem Werkzeug interagiert, ist neben dem thermischen Haushalt auch für die Standzeit der verwendeten Werkzeuge wichtig. Die resultierenden Schädigungsmechanismen werden im folgenden Kapitel näher erläutert.

3.5. Schädigungsmechanismen bei Druckgießwerkzeugen

Druckgießwerkzeuge sind während der Dauer ihres Einsatzes großen Lasten unterworfen, denen sie im Sinne der Wirtschaftlichkeit des Gesamtprozesses möglichst lange standhalten müssen. Je schneller ein Werkzeug aufgrund beginnender Schädigung ausgetauscht werden muss, desto stärker leidet die Wirtschaftlichkeit der Produktion. Werkzeug-Konstrukteure befinden sich hinsichtlich der Bemühungen um eine höhere Standzeit in einem Dilemma. Zwar verursachen ausfallende Werkzeuge erhebliche Opportunitätskosten, da durch Wartung und Rüstvorgänge Produktionskapazitäten ungenutzt bleiben, der Anteil der Werkzeugkosten heruntergebrochen auf das Fertigteil ist aber mit rund 5 % verhältnismäßig gering [20]. Der Einsatz alternativer Werkstoffe, wie er in Abschnitt 3.2 vorgestellt wurde, oder alternativer Temperierkonzepte, wie sie in den Abschnitten 3.3.2 und 3.3.3 vorgestellt wurden, muss daher in einem engen Kostenrahmen eine entsprechende Verbesserung der Standzeit und möglichst auch der Gussteilqualität liefern, um sich langfristig etablieren zu können. Im Laufe eines Gießzyklus wirken unterschiedliche Verschleißmechanismen auf ein Druckgießwerkzeug ein. Neben rein mechanischen Einflüssen, wie etwa der Zuhaltkraft, treten auch tribologische Effekte während des Abgusses auf. Aufgrund der hohen Löslichkeit von Eisen in flüssigem Aluminium spielt auch der chemische Angriff auf die Werkzeuge im Aluminium-Druckguss eine wesentliche Rolle. Dominiert werden diese Effekte jedoch durch die thermische Beanspruchung der Werkzeuge aufgrund der großen Temperaturgradienten, welche vor allem während des Abgusses und des Trennstoffsprühens entstehen. Die Auswirkungen sind so stark, dass der dominierende Spannungszustand im Gießwerkzeug, bzw. in den Werkzeugeinsätzen innerhalb eines Zyklus zwischen Druck- und

Zugspannung hin- und herwechselt. Abbildung 3-14 zeigt schematisch die verschiedenen Belastungsarten und den damit einhergehenden, dominierenden Spannungszustand auf.

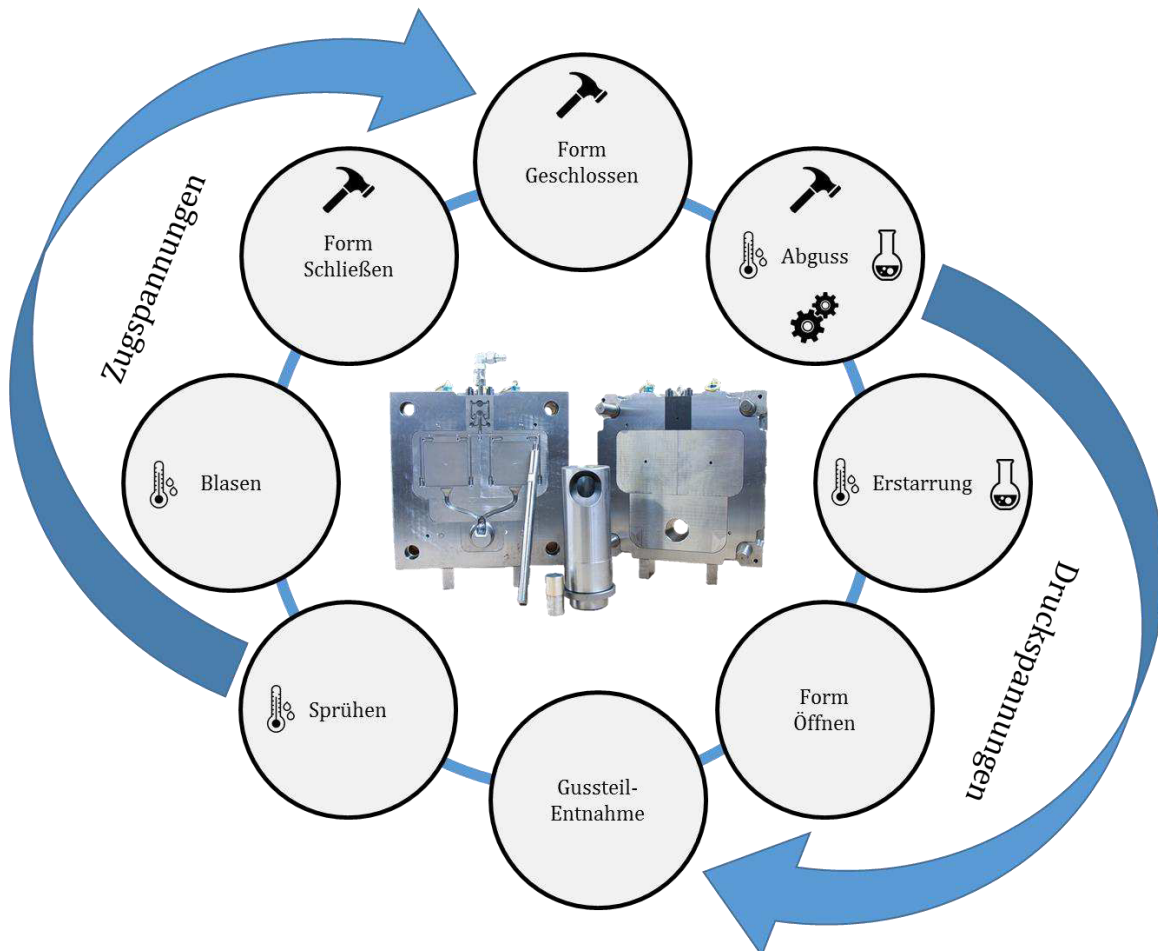


Abbildung 3-14: Lastkollektiv während des Gießzyklus mit den resultierenden, dominierenden Spannungen im Werkzeug.

In den folgenden Abschnitten sollen nun die auftretenden Belastungen näher beleuchtet und, sofern nicht bereits geschehen, potenzielle Lösungsstrategien zur Erhöhung der Werkzeugstandzeit vorgestellt werden.

3.5.1. Chemische und tribologische Beanspruchung

Die chemische und die tribologische Schädigung eines Druckgießwerkzeugs sind eng mit der Phase der Formfüllung und der Gussteil-Erstarrung verbunden. Beiden Mechanismen können dabei nur schwer einzelne Ausprägungen direkt zugeordnet werden, vielmehr wirken die Mechanismen oft zusammen und können, ggf. mit zusätzlicher thermischer Schädigung, ein sehr komplexes Schadensbild ergeben. Die am häufigsten auftretenden assoziierten Schadensbilder sind Auswaschungen und

Anklebungen des Gießmetalls am Werkzeug. Auswaschungen sind in Bereichen zu finden, welche während des Füllvorganges mit hohen Drücken beaufschlagt werden bzw. in Bereichen, wo die Geschwindigkeit der vorbeiströmenden Schmelze besonders hoch ist. Diese Schädigung resultiert überwiegend aus einer tribologischen Belastung des Werkzeugs. Studien haben gezeigt, dass das Ausmaß der Schädigung mit Prozessparametern wie etwa der Formfüllgeschwindigkeit in Verbindung gebracht werden kann [138]. Es ist aber bisher nicht abschließend geklärt, welche Faktoren die Schädigung selbst hervorrufen. Eine mögliche Erklärung ist, dass der Abtrag des Werkzeugstahls durch in der Gießkammer vorerstartete Aluminium-Partikel hervorgerufen wird. Gegen diese Beobachtungen spricht die Tatsache, dass die Härte der Partikel nach Vickers weniger als halb so groß ist wie die eines konventionellen Warmarbeitsstahls bei entsprechenden Temperaturen [139]. Vielversprechender ist an dieser Stelle der Erklärungsansatz von Venkatesan et al. [138], welche die Erosion vornehmlich auf vorerstartete Silizium-Partikel zurückführen. Die Härte derartiger Partikel und die eines konventionellen Warmarbeitsstahls liegen nahe genug beieinander, um einen abrasiven Verschleiß an dieser Stelle zu ermöglichen. Auch ein chemischer Angriff wird als Ursache für Auswaschungen in Betracht gezogen [140], wobei dieser Mechanismus vornehmlich mit Ankleben von Guss am Werkzeug, dem sogenannten *Die Soldering*, in Verbindung gebracht wird.

Die Affinität zwischen Aluminium und Eisen wird gemeinhin als Ursache für das Soldering angesehen. Ergänzend schlagen Chen et al. [141] eine weitere Unterteilung in eine mechanische und eine metallurgische Komponente vor. Mit der mechanischen Komponente ist das Phänomen gemeint, welches bereits bei niedrigen Werkzeugtemperaturen, etwa bei Start der Produktion, auftritt. Bereits beim ersten Schuss kommt es dabei mitunter zu massiven Anhaftungen am Werkzeug, welche von Chen et al. [141] beispielsweise auf Gussdefekte im Bauteil und eine daraus resultierende Trennung im Guss zurückgeführt werden. Der überwiegende Teil Soldering-bedingter Schädigungen wird aber der metallurgischen Komponente zugeschrieben. Dabei bilden sich zwischen der Aluminium-Gusslegierung und dem Werkzeug diverse intermetallische Phasen aus, wobei Eisen-Atome aus dem Stahl in die Gusslegierung diffundieren [141-145]. Als Haupteinflüsse auf das Ausmaß der Schädigung wird neben den auftretenden Temperaturen [142] bzw. der Erstarrungszeit des Gussteils [146] die Topografie der Oberfläche des Werkzeugs [143; 147] genannt.

Um sowohl Auswaschungen als auch dem Soldering zu begegnen, werden im Druckguss vermehrt Beschichtungen eingesetzt. Diese werden dabei häufig an exponierten Bereichen in der Kavität, wie etwa Kernen, seltener auch flächig an der gesamten Kavität, aufgebracht. Zur Wirksamkeit einzelner Beschichtungssysteme

gibt es diverse Studien, einen Überblick über gängige Systeme findet sich etwa bei Terek et al. [147]. Die aufgetragenen Hartstoffschichten sollen dabei sowohl den abrasiven Verschleiß als auch Diffusionsprozesse unterbinden. Die Weiterentwicklung von Beschichtungssystemen ist darüber hinaus für einen trennmittelfreien Druckgießprozess, wie ihn Wang et al. [148] postulieren, ein elementarer Grundbaustein. Aufgrund der erwähnten Bedeutung der Werkzeugstandzeit, des nachgewiesenen positiven Einflusses von geeigneten Beschichtungssystemen und des hohen zeitlichen Aufwandes der Erprobung von Schichten im Gießbetrieb wurde eine Vielzahl von Prüfverfahren entwickelt und vorgestellt, eine entsprechende Übersicht liefern bspw. Terek et al. [147]. Neben Verfahren, welche flüssiges Aluminium nutzen, existieren dabei auch Verfahren, bei denen Beschichtungen gezielt mit einem Aluminiumgranulat beschossen werden [149], um neben der chemischen auch die physikalische Komponente des Werkzeugverschleißes abzubilden.

3.5.2. Mechanische und thermische Beanspruchung

Mechanische und thermische Belastungen, vor allem aber kombinierte, thermomechanische Belastungen sind die häufigste Ursache für den Ausfall von Druckgießwerkzeugen im Feld. Eine besondere Stellung nimmt dabei die sukzessive Schädigung des Werkzeugs durch die zyklisch auftretenden, drastischen Temperaturwechsel ein. Doch auch Lasten rein mechanischen Ursprungs sind im Druckgießprozess in gravierender Art und Weise vorhanden. Hierunter fällt etwa die auf das Werkzeug wirkende Schließkraft der Druckgießmaschine. Für große Anlagen, wie sie etwa bei der Produktion von großen Strukturussteilen eingesetzt werden, kann eine Last von bis zu 4500 Tonnen auf das Werkzeug einwirken. Auch der Gießdruck, welchem die Schließkraft entgegenwirken soll, stellt mit bis zu 1200 bar eine massive Einwirkung dar. Unter anderem aufgrund dieser Tatsache werden die Werkzeuge oft sehr massiv ausgeführt, um den auftretenden Kräften standhalten zu können [3]. Weitere Belastungen erfährt das Werkzeug beim Auswerfen der aufschumpfenden Gussbauteile, welche durch Vorgänge, wie sie in Abschnitt 3.5.1 beschrieben wurden, weiter verstärkt werden können. Während des Auswerfens wird neben der Auswerfermechanik auch der Formeinsatz belastet. Je stärker das Bauteil auf das Werkzeug aufschumpft, desto mehr Kraft wird für das Lösen benötigt. Im Extremfall können an dieser Stelle Ziehriefen an der Kavitätsoberfläche entstehen. Da diese eine potenzielle Schwachstelle am Werkzeug schaffen und darüber hinaus die Oberflächenqualität folgender Gussteile leidet, gilt es eine derartige Schädigung zu vermeiden. Gleiches gilt für einen Formversatz bzw. Formverzug, welcher durch unterschiedlich temperierte Werkzeughälften entstehen kann und im schlimmsten Fall zum Ausfall des gesamten Werkzeugs führt. [150; 151]

Weitaus häufiger und in der Regel gravierender als rein mechanische Belastungen und damit einhergehende Ausfälle sind im Leichtmetall-Druckguss thermisch bzw. thermomechanisch bedingte Ausfälle. Die Schwankung der Temperaturen im Werkzeug über den Gießzyklus, aber auch über die Formlebensdauer ist bereits in Ansätzen diskutiert worden. Wenn die Wechsel über das gesamte Werkzeug homogen erfolgen und keine Behinderung von Expansion und Schwindung vorläge, würde die damit einhergehende Dehnung keine Veränderungen hervorrufen. Aufgrund der inhomogenen Temperaturverteilung innerhalb des Werkzeugs und der konstruktiven Behinderungen treten allerdings Spannungen auf [152]. Die resultierenden Spannungen lassen sich wie folgt berechnen:

$$\sigma_{therm.} = \alpha_{therm.} * E * \Delta T \quad (3.31)$$

Mit:	$\sigma_{therm.}$:	Thermisch Induzierte Spannung [N/m ²]
	$\alpha_{therm.}$:	Ausdehnungskoeffizient [1/K]
	E	E-Modul [N/m ²]
	ΔT :	Temperaturgradient [K]

Die analytische Beschreibung des Spannungsverlaufs und die Vorhersage desselbigen für den Druckgießprozess ist nicht trivial. Müller [102] gibt einen ausführlichen Überblick über Modelle und Berechnungsgrundlagen zu diesem Thema. Grundlage ist stets die Temperaturentwicklung über einen Gießzyklus hinweg. Zum Zyklusbeginn weist das Werkzeug die eingestellte Vorwärmtemperatur oder eine äquivalente Temperaturverteilung auf, welche sich im eingeschwungenen Zustand ergibt. Kurz darauf erreicht die Oberflächentemperatur nach Abschluss der Formfüllung ihr Maximum. Auf diesem Niveau verharrt die Temperatur für kurze Zeit, was mit der freiwerdenden latenten Wärme der Gusslegierung erklärt wird [125]. Anschließend sinkt die Temperatur über die in Abbildung 3-5 aufgezeigten Mechanismen kontinuierlich weiter, bis das Werkzeug geöffnet und das Gussteil entnommen werden kann. Kurz darauf erreicht die Oberflächentemperatur während des Trennstoffsprühens ihr absolutes Minimum, bevor sie durch das Temperiersystem wieder auf das Ausgangsniveau angehoben wird [23]. Daraus entstehen entsprechende Dehnungen, welche teils durch die Verspannung des Einsatzes im Formrahmen, teils aber auch innerhalb des Einsatzes zur Bildung von Spannungen führt. Die Spannungen innerhalb der Werkzeugeinsätze resultieren aus der inhomogenen Temperaturverteilung, welche sich im Laufe eines Zyklus an verschiedenen Orten immer wieder verändert. Aufgrund der stärkeren Erwärmung oberflächennaher

Bereiche dehnen sich diese stärker aus als darunter liegende Bereiche, wodurch Druckspannungen in der Werkzeugoberfläche entstehen. Über einen Zyklus hinweg kann der Spannungszustand der Werkzeugoberfläche zwischen Zug- und Druckspannungen hin und her schwanken, was eine zyklische Belastung des Werkzeugstahls zur Folge hat. Im Laufe der Lebensdauer eines Werkzeugs verschiebt sich der mittlere Spannungszustand zunehmend von Druck- zu Zugspannungen. Es wird vermutet, dass dies durch den Umstand hervorgerufen wird, dass im Betrieb lokal immer wieder geringfügige plastische Verformungen auftreten. Auf dieser Basis verbleiben Restzugspannungen im Werkzeug, welche sich zunehmend aufsummieren [20; 153]. Übersteigt die Spannungsamplitude schließlich die Dehngrenze des verwendeten Formwerkstoffes, kann es zum Gewaltbruch des Werkzeugs kommen.

Derartige Schäden sind die häufigste Ausfallursache für Druckgießwerkzeuge. Bei der thermomechanischen Ermüdung gilt es aber zwei unterschiedliche Fehlerbilder zu unterscheiden, welche hinsichtlich ihrer Entstehung, dem Entstehungszeitpunkt, der Phänomenologie und möglichen Abhilfemaßnahmen differieren. Die beiden daraus erwachsenden Hauptschadensbilder, der Spannungsriss und der Brandriss, werden im Folgenden einzeln näher behandelt.

Spannungsrisse

Risse dieser Art treten vornehmlich in Bereichen auf, welche durch die Kontur der Kavität oder aber durch die Beschaffenheit der Oberfläche eine gewisse Kerbwirkung geometrischer Art mit sich bringen. Spannungsrisse entstehen folglich bevorzugt an kerbanfälligen Bereichen wie etwa Auswerferbohrungen und scharfkantigen Übergängen in der Kavität [3]. Spannungsrisse treten oft als Einzelriss auf, da die Rissbildung hier eine deutliche Entspannung der Rissumgebung mit sich bringt. Risse dieser Art können schnell zu einem katastrophalen Versagen des Werkzeugs führen, da das Wachstum vergleichsweise schnell erfolgt und die Risse tief in den Werkzeugeinsatz vordringen können. Nach der Rissinitiation und einem ersten Risswachstum tritt bei wiederholter Belastung ein Gewaltbruch auf, welcher aufgrund des nun verminderten Querschnittes auch bei Spannungen unterhalb der statischen Festigkeit des Werkstoffes auftreten kann. Spannungsrisse treten ggf. bereits sehr früh, im Bereich der Kurzzeitfestigkeit unterhalb von 10^4 Lastzyklen auf [154].

Um Spannungsrisse zu verhindern, muss zunächst die Geometrie des Gussteils bzw. der Kavität derart angepasst werden, dass die beschriebenen geometrisch kerbbehafteten Strukturen möglichst nicht ihren Weg in das finale Werkzeugdesign

finden. Darüber hinaus kann die Bildung von Spannungsrisen über den verwendeten Stahl und seine Verarbeitung, aber auch über eine angepasste Prozessführung positiv beeinflusst werden [155-157]. Wichtige Eigenschaften für einen Formstahl sind beispielsweise ein gleichmäßiges, defektfreies Gefüge, eine gute Wärmeleitfähigkeit, ein hoher E-Modul bei gleichzeitig guter Zähigkeit und Warmfestigkeit. Auch der Ausdehnungskoeffizient sollte zur Minimierung der auftretenden Spannungen (vgl. Formel (3.31)) möglichst gering ausfallen. Es ist darauf zu achten, dass die Eigenschaften nachträglich nicht durch eine fehlerhafte Wärmebehandlung beeinträchtigt werden. Auch die anschließende Bearbeitung kann sich negativ auswirken. Auch kleine, aus der mechanischen Bearbeitung resultierende Kerben sind typische Orte der Rissinitiierung [155]. Im Prozess ist es vor allem die Werkzeugtemperatur, welche das Riss-Verhalten beeinflussen kann. Kritisch sind dabei wie bereits gezeigt die Temperaturgradienten während der Formfüllung und des Trennstoffsprühens. Eine möglichst hohe Formtemperatur bei gleichzeitig gering zu wählender Gießtemperatur ist für eine lange Formlebensdauer förderlich [23]. Eine derartige Prozessführung kann jedoch unter anderen Gesichtspunkten problematisch sein. Grundsätzlich ist für die Spannungsrisse wie auch für Brandrisse festzuhalten, dass die auftretenden Temperaturgradienten möglichst gering gehalten werden sollten, was neben einer angepassten Werkzeugtemperatur etwa über den Einsatz des Minimalmengensprühens oder über eine variotherme Temperaturführung möglich ist [102].

Brandrisse

Anders als Spannungsrisse entstehen Brandrisse in der Regel an nicht rissanfälligen Stellen, sondern finden sich vornehmlich an ebenen Flächen im Werkzeug. Brandrisse zeichnen sich durch ein stark verzweigtes, flaches Rissnetzwerk aus. Erste Anrisse treten im Übergangsbereich zwischen Kurzzeitfestigkeit und Zeitfestigkeit, also jenseits von 10^4 Lastzyklen auf [20]. Grund dafür ist das tiefere Belastungsniveau und die geringere, initiale Kerbwirkung. Im Verlauf der Rissausbreitung in der Ebene treffen immer mehr Risse aufeinander, was im Extremfall zu sogenannten *Ausbröckelungen* führen kann [158]. Dabei werden einzelne Bestandteile der Werkzeugoberfläche vollständig vom Grundwerkstoff abgelöst. Brandrisse führen im Normalfall nicht zu einem katastrophalen Werkzeugversagen bzw. Werkzeugbruch, wie dies bei Spannungsrisen der Fall ist. Für die Standzeitbetrachtung sind Brandrisse dennoch wichtig. Mit zunehmender Brandrissbildung steigt etwa der Nachbearbeitungsaufwand für die Gussteile, da die resultierenden, feinen Grate oftmals entfernt werden müssen. Besonders problematisch ist die Ausbildung von Brandrisen in solchen Bereichen des Werkzeugs, welche eine Funktions- oder Sichtfläche

im späteren Gussteil darstellen. Die resultierende Beeinträchtigung der Gussteiloberfläche kann hier vorzeitige Wartungen nach sich ziehen und im schlimmsten Fall auch eine Neubeschaffung einzelner Komponenten oder des gesamten Werkzeugs bedeuten.

Die Schwierigkeit einer akkuraten Standzeitprognose resultiert aus der Kombination der in den Abschnitten 3.5.1 und 3.5.2 beschriebenen Mechanismen, welche sich überlagern und teilweise auch voneinander abhängen. So kann etwa ein ausgeprägtes Brandrissnetzwerk den tribologischen Verschleiß eines Werkzeugs beim Auswerfen des Gussteils deutlich erhöhen. Für einzelne Schädigungsmechanismen, speziell für die thermische Ermüdung, existieren aber bereits heute zuverlässige Vorhersagemöglichkeiten.

4. Grundlegende Untersuchungen zum Versuchswerkzeug Zwillingsplatte

Im folgenden Kapitel werden erste grundlegende Untersuchungen zur Variothermie anhand eines existierenden Versuchswerkzeugs vorgestellt. Zu diesem Zweck wird zunächst das Druckgießwerkzeug, mit dem die Untersuchungen durchgeführt werden, vorgestellt. Ein besonderes Augenmerk liegt dabei auf dem implementierten Messkonzept. Anhand einer Parameterstudie werden anschließend Wirkzusammenhänge zwischen Prozessparametern, einer stationären Temperierung, der resultierenden Gussteilqualität und dem Wärmehaushalt des Werkzeugs analysiert und aufgeschlüsselt. Ein weiteres Ziel der Studie ist es, Randbedingungen für die numerische Simulation zu ermitteln bzw. zu validieren. Experimentelle und simulative Studien werden abschließend dazu genutzt, die Eignung des unmodifizierten Werkzeugs für die Variothermie zu bewerten. Ein abschließendes Zwischenfazit fasst die gewonnenen Erkenntnisse zusammen und skizziert den Weg für das weitere Vorgehen.

4.1. Versuchswerkzeug und Messaufbau

Für die Untersuchungen zur Variothermie wird eine Probengeometrie verwendet, welche im Exzellenzcluster „Integrative Produktionstechnologien für Hochlohnländer“ entwickelt wurde [8; 159]. Es handelt sich um eine quadratische Platte mit einer Kantenlänge von 160 mm und einer mittleren Wandstärke von 4 mm. Die Wanddicke ist dabei aber nicht konstant, sondern nimmt entlang einer Diagonalen von 6 auf 2 mm ab. Entlang der zweiten Diagonalen ist die Wandstärke hingegen mit 4 mm konstant (siehe Abbildung 4-1). Durch die veränderliche Dicke der Platte sollen wandstärkenabhängige Effekte mit in die Untersuchungen einbezogen werden. Pro Abguss werden je zwei Probenkörper hergestellt. Abbildung 4-1 zeigt die Anordnung der Gussteile und das zugehörige Gießsystem sowie die Entlüftung.

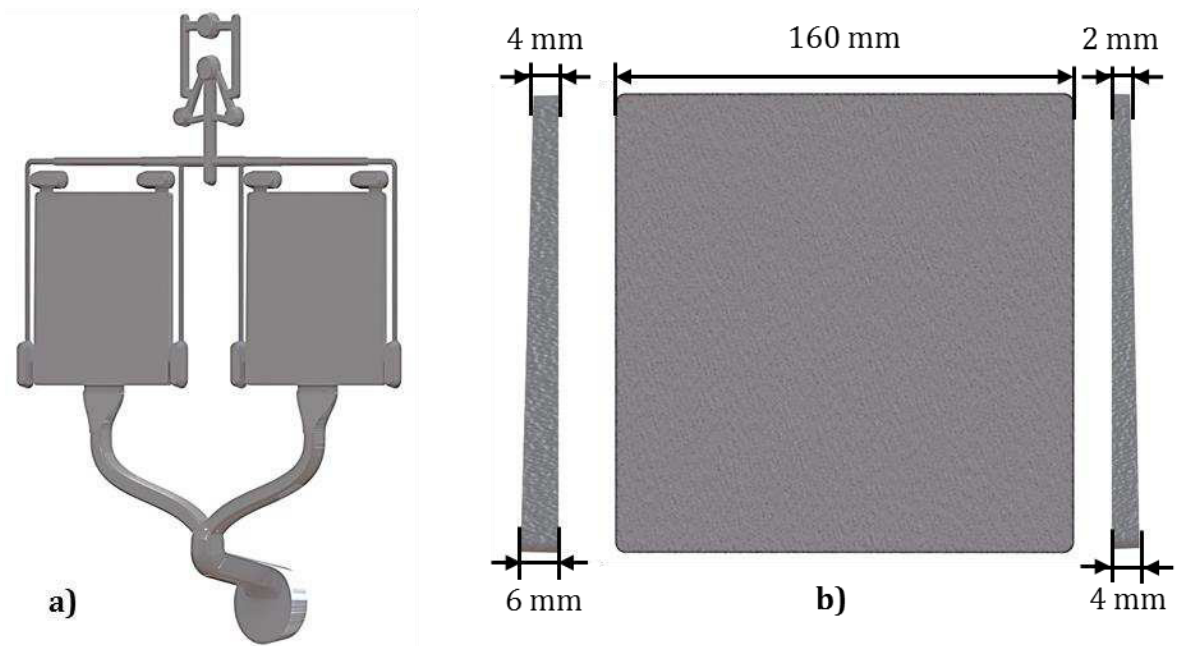


Abbildung 4-1: Versuchsgussteil Zwillingplatte mit Gießsystem (a) und Abmessungen der Platte (b).

Das Versuchswerkzeug

Das Werkzeugkonzept, welches um das Gussteil herum gestaltet wurde, ist im Zuge der Arbeiten von Queudeville [15] entstanden und basiert auf dem postulierten Modularisierungsansatz. Der Schwerpunkt liegt dabei bei einem hoch variablen und modularen Aufbau, der darüber hinaus auf möglichst viele Standardkomponenten zurückgreift. Das für diese Arbeit verwendete Werkzeug verfügt in der beweglichen Formhälfte über fünf und in der festen Formhälfte über vier individuell austauschbare Einsätze (siehe Abbildung 4-2). Die Geometrie des Ambosses und des Gießlaufes können auf diese Weise unabhängig voneinander und unabhängig vom Gussteil modifiziert bzw. ausgetauscht werden. Über das integrierte Vakuumventil vom Typ Supervac Medio der Firma Fondarex ist zusätzlich ein vakuumunterstützter Druckgießprozess realisierbar.

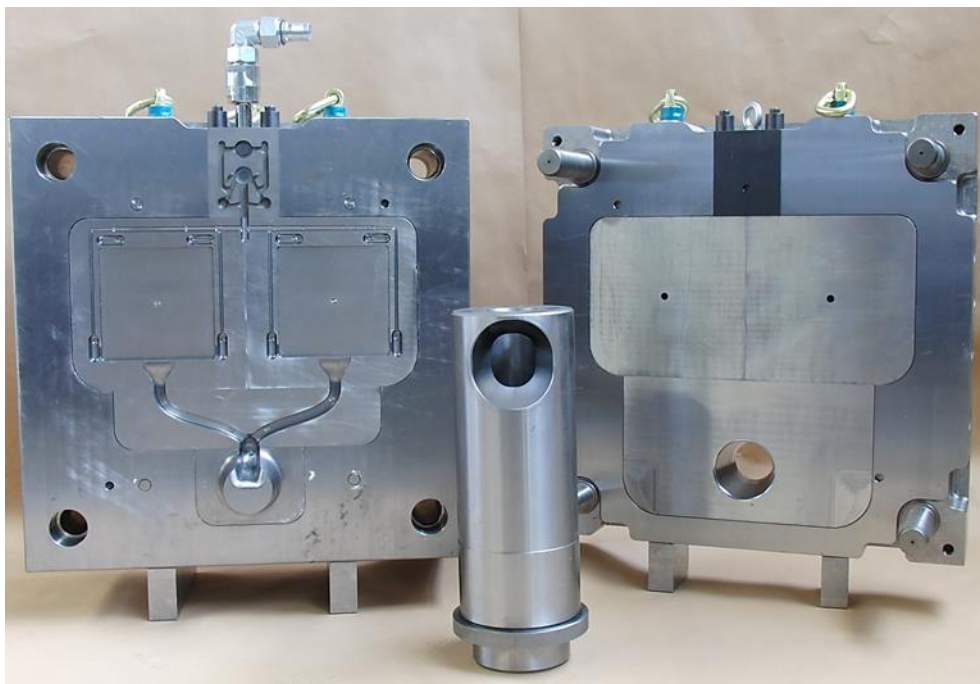


Abbildung 4-2: Versuchswerkzeug Zwillingsplatte mit Gießkammer (Innendurchmesser 60 mm) und modularen Einsätzen inklusive zwei Kavitäten.

Entscheidend für die im Zuge dieser Arbeit durchzuführenden Untersuchungen sind die vier Formeinsätze (zwei pro Werkzeughälfte), welche die beiden Gusskavitäten mit den entsprechenden Temperierkanälen beinhalten. Diese Einsätze sind je 245 mm lang und breit, bei einer Höhe von 77,5 mm und einer Masse von rund 35 kg. Die Temperierbohrungen sind bei einem Durchmesser von 10 mm in einem Abstand von 40 mm hinter der Kavität angeordnet. Der Abstand zwischen den Kanälen liegt bei 45 mm. Die Anordnung der Temperierkanäle ist in allen vier Einsätzen identisch und ist exemplarisch in Abbildung 4-3 dargestellt. Die Kanäle wurden konventionell über Langlochbohrungen eingebracht und anschließend mit Stopfen derart verschlossen, dass das gezeigte Kanallayout entstanden ist.

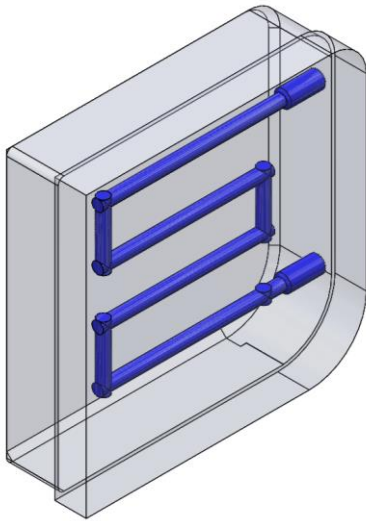


Abbildung 4-3: Werkzeugeinsatz der festen Formhälfte mit Temperierkanalsystem für das Zwillingsplatten-Werkzeug.

Der spiegelsymmetrische Aufbau des Werkzeugs mit einer Doppelkavität wurde bewusst gewählt, um unterschiedliche Einsatzkonzepte, wie etwa Einsätze mit alternativen Temperierkanal-Geometrien, gleichzeitig erproben zu können. Kombiniert mit der Modularität des Werkzeugs sind so Benchmark Versuche innerhalb eines Gießzyklus möglich. Die von Schuss zu Schuss auftretende Schwankungen in den Randbedingungen, welche sich nicht vollständig ausschließen lassen, können auf diesem Wege minimiert werden. Für den Formrahmen des Werkzeugs kommt der Werkzeugstahl 1.1730 zum Einsatz. Die hochbeanspruchten Einsätze, welche mit der Schmelze in Kontakt kommen, bestehen aus dem Warmarbeitsstahl 1.2343. In Abbildung 4-4 ist eine Besonderheit der Werkzeugkonfiguration zu erkennen: In beiden Werkzeughälften sind die Einsätze und der Formrahmen bzw. der Formrahmen und die Aufspannplatten der Gießmaschine durch Isolationsplatten thermisch entkoppelt. Diese Platten bestehen aus einem Glasfasergewebe, welches mit duroplastischen Harzen infiltriert wurde. Die Wärmeleitfähigkeit liegt für dieses Material bei nur $0,3 \text{ W/m}^2\text{K}$ und stellt im Vergleich zu den für einen Warmarbeitsstahl typischen $30 \text{ W/m}^2\text{K}$ einen deutlichen thermischen Widerstand im konduktiven Wärmeübergang dar.

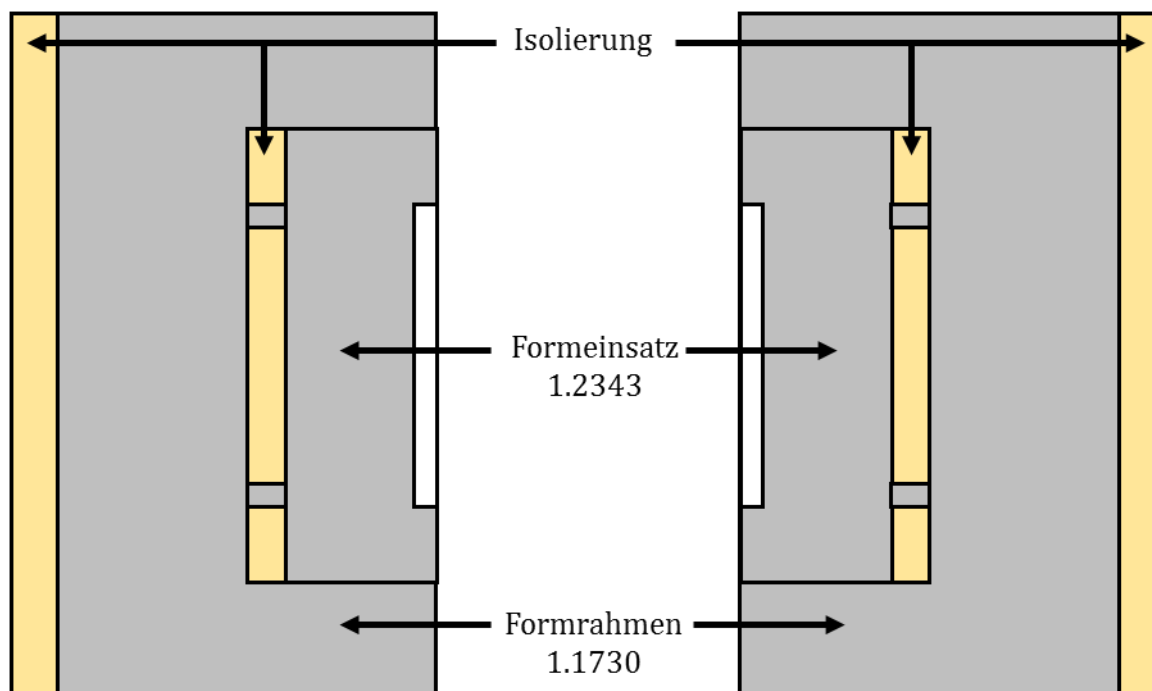


Abbildung 4-4: Schematischer Aufbau des Zwillingsplatten-Werkzeugs aus den verschiedenen Materialien.

Zur Erfassung des Wärmehaushaltes im Werkzeug bzw. der Temperaturverteilung ist das Werkzeug mit einer umfangreichen Temperaturmesstechnik ausgestattet. Mit Hilfe dieser Messtechnik sollen die Vorgänge im Werkzeug zum einen direkt überwacht werden, zum anderen sollen auf diesem Wege Randbedingungen und Eingangsdaten für die numerische Simulation erhoben und validiert werden.

Das Messkonzept

Die Gestaltung des Messkonzeptes zielt in erster Linie darauf ab, den Einfluss des Prozesses auf das Werkzeug, dessen Temperaturhaushalt und die Temperierung zu ermitteln. Gleichzeitig soll eine umfassende Überwachung des Temperiersystems gewährleistet werden, um wiederum den Einfluss der Temperierung quantifizieren zu können. Als Messinstrument werden Thermoelemente vom Typ K (NiCr-Ni) eingesetzt. Dieser im Gießereiumfeld bewährte Thermoelemententyp eignet sich hierfür aufgrund des erfassbaren Temperaturspektrums für den Leichtmetallguss [160; 161]. Das Thermopaar verfügt darüber hinaus über eine mit 370 mV/K vergleichsweise hohe Thermoempfindlichkeit, wodurch ihr Messverhalten positiv beeinflusst wird [162]. Für die Erfassung der Temperaturverteilung in der Ebene sind in den Kavitätseinsätzen der festen Formhälfte je vier Thermoelemente untergebracht. Aufgrund der in Abschnitt 3.4.4 geschilderten Problematik von Messungen in der

Kavität werden die Elemente bewusst unterhalb der Kavitätsoberfläche angeordnet, um über viele Zyklen hinweg Messungen durchführen zu können. Der gewählte Abstand von 3 mm ist dabei ein Kompromiss aus möglichst kavitätsnaher Messung und Sicherheitsabwägungen. Da der Temperaturwechsel in dieser Tiefe weniger schnell als an der Kavitätsoberfläche erfolgt, verfügen Messfühler mit einem Durchmesser von 2 mm über eine ausreichend schnelle Ansprechgeschwindigkeit. Dieser Durchmesser hat sich bereits bei vergleichbaren Versuchen am Gießerei-Institut bewährt. Die Messpunkte liegen jeweils unterhalb der Ecken der gegossenen Platten, um den Einfluss der Gussteil-Wanddicke erfassen zu können.

Für die Erfassung des Temperaturfeldes in der Tiefe des Einsatzes werden speziell dafür konzipierte Sensor-Einsätze genutzt (siehe Abbildung 4-5). Diese sind in den Kavitätseinsätzen der festen Formhälfte jeweils in der Mitte der Kavität untergebracht. Der Sensor-Einsatz besteht aus einem Grundkörper, welcher wie der umgebende Einsatz aus 1.2343 gefertigt ist, und sechs Thermoelementen mit einem Fühlerdurchmesser von 0,25 mm. Die Messpunkte befinden sich im Abstand von 1, 3 und 6 mm zur Kavitätsoberfläche, wobei jede Tiefe durch zwei Elemente abgedeckt wird, um mögliche Messfehler zu erkennen. Der sehr geringe Durchmesser der Fühler ist wichtig, damit auch sehr schnelle Temperaturwechsel, wie sie mit zunehmender Kavitätsnähe auftreten, erfasst werden können.

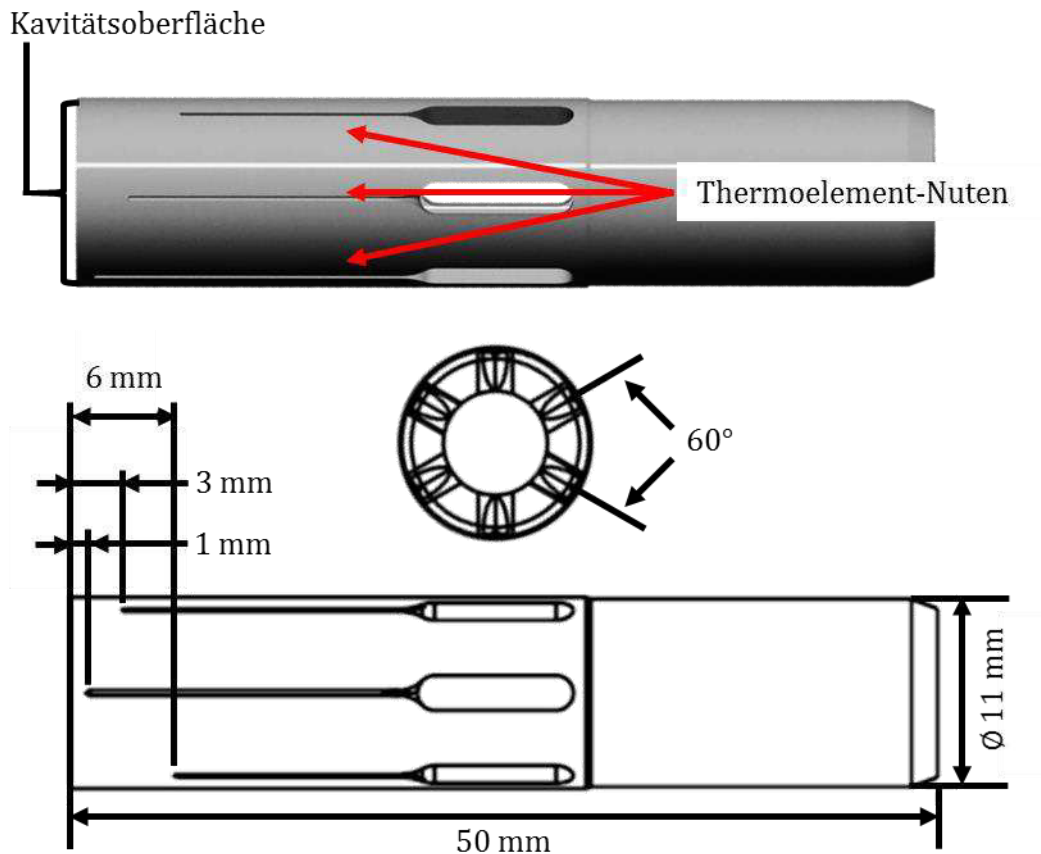


Abbildung 4-5: Messvorrichtung für das Temperaturfeld.

Um die Temperierung der Kavitäts-Einsätze möglichst exakt überwachen zu können, kommen Einschraub-Thermoelemente zum Einsatz. Sie werden in T-Stücke eingeschraubt, welche am Zu- und Ablauf der Temperierkanäle im Werkzeug befestigt werden. Die Spitze der 1,5 mm dicken Elemente befindet sich so inmitten des strömenden Temperiermediums. Diese in Abbildung 4-6 dargestellte Anordnung wird an den vier Kavitäts-Einsätzen jeweils am Ein- und Ausgang der Temperierkanäle angebracht. Auf diese Weise lässt sich genau ermitteln, welche Medientemperatur faktisch das Werkzeug erreicht und mit welcher Temperatur das Medium wieder austritt. Vorversuche mit ähnlichen Gießwerkzeugen haben gezeigt, dass die Temperatur, welche im Vor- bzw. im Rücklauf am Temperiergerät eingestellt bzw. gemessen wird, um bis zu 10 °C von den am Werkzeug gemessenen Temperaturen

abweichen kann. Dieser Umstand hängt mit der Länge der Zuleitungen vom Temperiergerät zur Form zusammen und hat einen deutlichen Einfluss auf den Wärmetransport im Werkzeug.



Abbildung 4-6: Messvorrichtung für die Temperatur des Wärmeträgermediums.

Insgesamt besteht das Messkonzept aus 28 Messpunkten, welche anhand des folgenden Schemas benannt sind:

Werkzeughälfte	Werkzeugseite	Art der Messstelle	Laufende Nummer
B / F	L / R	T / Tf / K	1 – 4

Die Art der Messstelle meint die zugeordnete Messaufgabe im Gesamtkonzept, also die Erfassung der Temperatur in der Ebene (T), des Temperaturfeldes in der Tiefe (Tf) und der Temperatur des Mediums im Temperierkanal (K). Anstelle der laufenden Nummer werden die Messungen im Kanal nach Zulauf (i) und Ablauf (o) unterschieden. Abbildung 4-7 zeigt die Messstellen mitsamt Bezeichnung für die feste Werkzeughälfte, welche den Großteil der Sensoren beinhaltet.

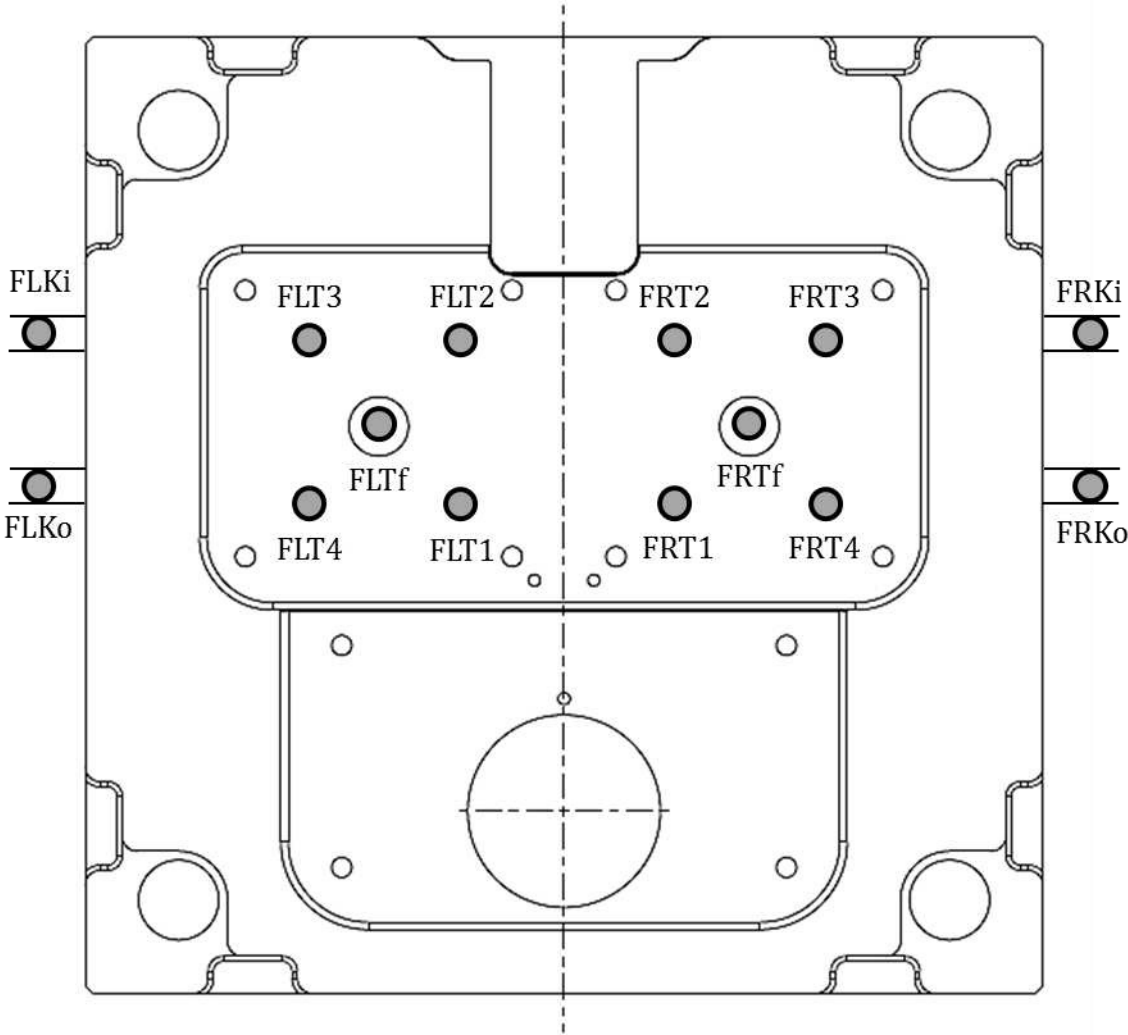


Abbildung 4-7: Messstellen in der festen Werkzeughälfte des Zwillingplatten-Werkzeugs.

Die Spezifika der einzelnen Messpunkte liefert Tabelle 4-1.

Tabelle 4-1: Spezifikation der Messpunkte aus Abbildung 4-7.

Messpunkt	Abstand zur Kavität [mm]	Fühlerdurchmesser [mm]
FLKi + FLKo	-	1,5
FRKi+ FRKo	-	1,5
FLT1 –FLT4	3	2
FRT1 – FRT4	3	2
FLTf1 + FRTf1	1	0,25
FLTf3 + FRTf3	3	0,25
FLTf6 + FRTf6	6	0,25

Als Datenlogger wird das modulare Messsystem iNET-400 der Firma Omega verwendet. Die Aufzeichnung und Auswertung der Signale erfolgt über die Software DASyLab.

Die Gießeinrichtung

Für die Versuche ohne variotherme Werkzeugtemperierung wird eine echtzeitgesteuerte Druckgießanlage der Firma Bühler vom Typ H 630-SC mit einer Schließkraft von 7.000 kN eingesetzt. Die Dosierung wird über einen automatischen Gießlöffel der Firma Wollin realisiert. Der Trennmittelauftrag erfolgt ebenfalls über ein konventionelles Aggregat der Firma Wollin. Das Sprühprogramm wird zur besseren Vergleichbarkeit der Ergebnisse konstant gehalten. Zur Temperierung werden Zwei-Kreis-Geräte vom Typ 1602 der Firma Thermobiehl mit einem Fördervolumen von 16 l/min genutzt. Als Temperiermedium dient Transtherm 617. Die Versuche zur Variothermie werden auf der zweiten Kaltkammer-Druckgießanlage des Gießerei-Institutes in Aachen, einer Frech DAK 450-40 mit einer Schließkraft von 5.000 kN durchgeführt. Die Schmelze wird in diesem Fall mittels Meltec-Dosierpipette dosiert, gesprüht wird auch an dieser Anlage mit einem konventionellen Wollin Sprühaggregat, vergleichbar zur Vorrichtung der Bühler Anlage. Die variotherme Öl-Temperierung wird durch ein Aggregat der Firma Single realisiert. Das Temperiergerät aus der Alternating Temperature Technology (ATT) Reihe wurde passend für diese Anwendung aufgebaut. Das in Abbildung 4-8 gezeigte Aggregat verfügt über eine Heizleistung von 36 kW und eine Kühlleistung von 116 kW. Die Fördermenge hängt stark von den Widerständen im Temperierkanalsystem ab und kann nicht allgemein angegeben werden, das Gerät verfügt zum Zwecke der Erfas-

sung über eine integrierte Durchflussmessung. Genutzt wird das Temperieröl Marlotherm SH. Das Funktionsprinzip entspricht dem in Abschnitt 3.3.3 erläuterten Aufbau, welcher in Abbildung 3-12 schematisch dargestellt wurde.



Abbildung 4-8: Variothermes Temperiergerät der Firma Single am Gießerei Institut der RWTH Aachen.

Weitere Parameter werden im Bereich der jeweiligen Versuchsreihen detailliert beschrieben. Die hier genannten Daten sind als allgemein anzusehen und damit für alle Versuchsreihen gültig.

4.2. Vorstellung der Prüfmethodik

Im Zuge der Grundlagenversuche am Versuchswerkzeug sollen die Wechselwirkungen zwischen dem Prozess, dem Werkzeug, dem Wärmehaushalt des Werkzeugs und der Gussteilqualität untersucht werden. Die Untersuchungsmöglichkeiten hinsichtlich der Einflüsse im Zusammenhang mit dem Wärmehaushalt sind bereits im vorangegangenen Abschnitt erläutert worden. Ergänzend dazu werden nun Analysemethoden vorgestellt, mit deren Hilfe der Einfluss auf ausgewählte Aspekte der Gussteilqualität bestimmt werden soll. Neben der Porosität geht es dabei etwa um die resultierende Mikrostruktur und die mechanischen Eigenschaften. Vorab wird der Aufbau des zugrundeliegenden Versuchsplans erläutert.

Der Versuchsplan

Der Druckgießprozess ist hinsichtlich der Vielzahl möglicher Einflussfaktoren als sehr komplex anzusehen, was sich etwa bei der Betrachtung des Verfahrens unter dem Gesichtspunkt Industrie 4.0 und der damit einhergehenden Datenanalyse zeigt [163]. Einen Überblick über die verschiedenen Einflüsse geben Tsoukalas et al. [10], wengleich ihre Zusammenstellung nur als grobe Übersicht der potenziellen Quellen für Einflüsse gesehen werden kann und weniger als eine konkrete Auflistung der wichtigsten Stellgrößen. Als Zielgrößen sind, wie bereits dargelegt, Aspekte des Wärmehaushalts des Werkzeugs und der Bauteilqualität geplant. Im Hinblick auf diese Zielgrößen existieren diverse Studien, welche den Einfluss bestimmter Prozessparameter zu ergründen suchen [10-12; 164]. Zwar wird der Einfluss der Parameter oft kontrovers diskutiert, die offenbar signifikante Bedeutung einiger Faktoren ist unter den Autoren aber oft Konsens. Für die grundlegenden Versuche werden aus dieser Gruppe vier Faktoren zur näheren Betrachtung ausgewählt: die Schmelztemperatur im Ofen (T_M), die Geschwindigkeit des Gießkolbens während der Formfüllphase (v_F), die am Temperiergerät eingestellte Zieltemperatur für das Temperiermedium (T_{Medium}) und der Druck (p_N), welcher während der Nachdruckphase appliziert wird. Jeder dieser Faktoren wird auf vier Stufen variiert, die Abstufung erfolgt dabei in regelmäßigen Abständen. Die Minima und Maxima werden entweder in Anlehnung an die Kapazitäten der Gießanlage oder auf der Basis von Berechnungsgrundlagen, wie sie etwa Nogowizin [3] schildert, gewählt. Tabelle 4-2 zeigt die resultierende Matrix der Stufenausprägungen der Faktoren. In den folgenden Kapiteln wird die Versuchsbezeichnung analog zur Tabelle in der Form ($T_M | v_F | T_{Medium} | p_N$) ohne die Angabe der zugehörigen Einheiten erfolgen.

Tabelle 4-2: Stufenwerte der untersuchten Faktoren.

Stufe	T_M [°C]	v_F [m/s]	T_{Medium} [°C]	p_N [bar]
1	690	0,7	150	100
2	720	1,3	180	250
3	750	1,9	210	400
4	770	2,5	250	600

Um die Versuchszahl, welche bei einem vollfaktoriellen Design bei 256 liegen würde, zu reduzieren, wird auf ein Versuchsplandesign nach Taguchi zurückgegriffen. Mit einem derartigen Versuchsplan wird zwar die Aussagekraft begrenzt, die Haupteffekte, um welche es vornehmlich gehen soll, können auf diese Weise aber

betrachtet werden. Ergänzend dazu werden die Faktoren Nachdruck und Medientemperatur auch vollfaktoriell betrachtet, da Ihnen der größte Einfluss auf die Temperierungsthematik, welche im Mittelpunkt dieser Arbeit steht, bescheinigt wird. Die Faktoren Schmelzetemperatur und Kolbengeschwindigkeit werden dabei auf der zweiten Ausprägungsstufe belassen. Als Gusslegierung wird mit der AlSi9Cu3(Fe) eine typische Druckgusslegierung genutzt. Die übrigen Prozessgrößen werden möglichst konstant gehalten und finden sich mitsamt den detaillierten Versuchsplänen im Anhang (Tabelle 10-1 bis Tabelle 10-3). Im Folgenden werden die anzuwendenden Analysemethoden zur Bestimmung der Gussteilqualität vorgestellt.

Bestimmung der Porosität

Die Porosität wird für die Untersuchungen auf zwei Wegen untersucht: zum einen quantitativ über die Bestimmung der Dichte und zum anderen qualitativ durch Röntgen. Zur Bestimmung der Dichte wird das archimedische Prinzip genutzt, wobei die Platten zunächst an der Atmosphäre und danach unter Wasser verwogen werden. Die Dichte der Probe kann dann in zwei Schritten ermittelt werden. Als erstes wird das ermittelte Gewicht an der Atmosphäre mit der Dichte des Wassers bei der vorherrschenden Temperatur multipliziert. Das Ergebnis wird anschließend durch die Differenz zwischen dem Gewicht an der Atmosphäre und dem unter Wasser ermittelten Gewicht geteilt. Die Genauigkeit der Waage wird im Vorfeld über ein Eichgewicht geprüft, die Dichte des Wassers wird regelmäßig durch das Füllen und Verwiegen eines Referenzzylinders ermittelt. Der Anteil der Porosität kann anschließend über den Vergleich der theoretischen Dichte der Legierung mit der ermittelten Probendichte bestimmt werden.

Um die Verteilung der Porosität im Gussteil zu identifizieren, wird die Durchleuchtung mit Röntgenstrahlen gewählt. Zu diesem Zweck wird ein XT H 320 LC Aggregat des Herstellers Nikon verwendet. Eine vollständige CT-Analyse ist aufgrund der Kantenlänge der Proben von 160 mm nicht möglich, da diese Wandstärke mit der vorhandenen Anlagentechnik nicht mehr durchdrungen werden kann. Da die Gesamtporosität durch die zuvor geschilderte Dichtemessung bestimmt wird und es lediglich um die Anordnung der Porosität im Guss geht entsteht dadurch kein gravierender Nachteil. Für die Durchstrahlung der Platten wird eine Röntgenstrahlung von 205 kV gewählt. Neben der quantitativen Beurteilung durch die Dichtemessung kann über die qualitative Röntgenanalyse die Veränderung der Porosität in Ausdehnung und Gestalt beurteilt werden.

Bestimmung der mechanischen Eigenschaften

Die mechanischen Eigenschaften werden im Zugversuch nach der DIN EN ISO 6892-1 ermittelt [165]. Aufgrund der Bauteilgeometrie entspricht die Form der Probe dem Typ E für Flachzugproben. Die Proben haben dabei eine Probenlänge von 110 mm bei einer Breite von 12 mm. Entnommen wird die Probe aus der Plattendiagonalen, welche eine konstante Wandstärke aufweist. Da die zweite Diagonale der Platte eine veränderliche Dicke aufweist, würde auf diese Weise eine Restschräge über die Probenbreite verbleiben. Um dies zu vermeiden, wird die Probe auf eine Dicke von 3 mm planparallel gefräst. Abbildung 4-9 zeigt die Entnahmeposition sowie die resultierende Probe.

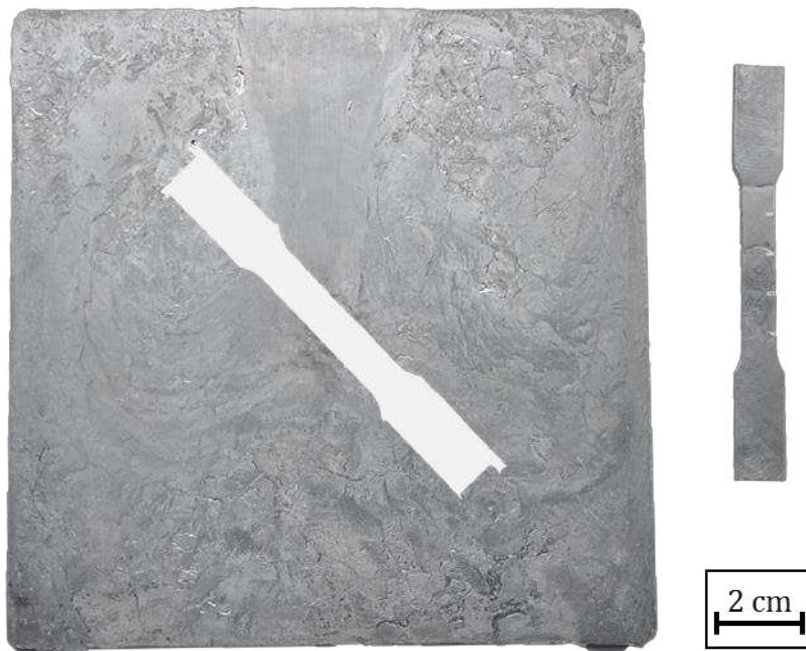


Abbildung 4-9: Probenentnahmestelle und Probenform für die Bestimmung der mechanischen Eigenschaften nach DIN EN ISO 6892-1 [165].

Auf eine Bestimmung der Härte in Abhängigkeit der Prozessführung wird auf Basis der Ergebnisse von Vorversuchen verzichtet. Zwar konnte eine geringfügige Schwankung der Härte in Abhängigkeit von der Wandstärke bestimmt werden, eine Abhängigkeit von Prozessparametern ließ sich jedoch nicht feststellen. Insgesamt lagen die Schwankungen der ermittelten Werte im Bereich der Messungenauigkeit des verwendeten Messverfahrens.

Bestimmung der Endkonturtreue

Zur Bestimmung der Endkonturtreue der Gussteile werden sowohl die Ebenheit der Platten als auch der resultierende Verzug ermittelt. Die Ebenheitsmessung wird auf einer 3D-Koordinatenmessmaschine vom Typ UPMC 850 carat der Karl Zeiss AG durchgeführt. Zur Auswertung wird die Software Calypso 2015 eingesetzt. Auf der Basis von vier Anfahrpunkten wird zunächst eine virtuelle Ebene aufgespannt, auf der ein vordefiniertes Messraster abgefahren wird (siehe Abbildung 4-10). Die Punkte 1 bis 4 dienen dabei zum Aufspannen der Ebene, während die Anfahrpunkte 5 bis 7 für die Ausrichtung der Platte im Raum benötigt werden.

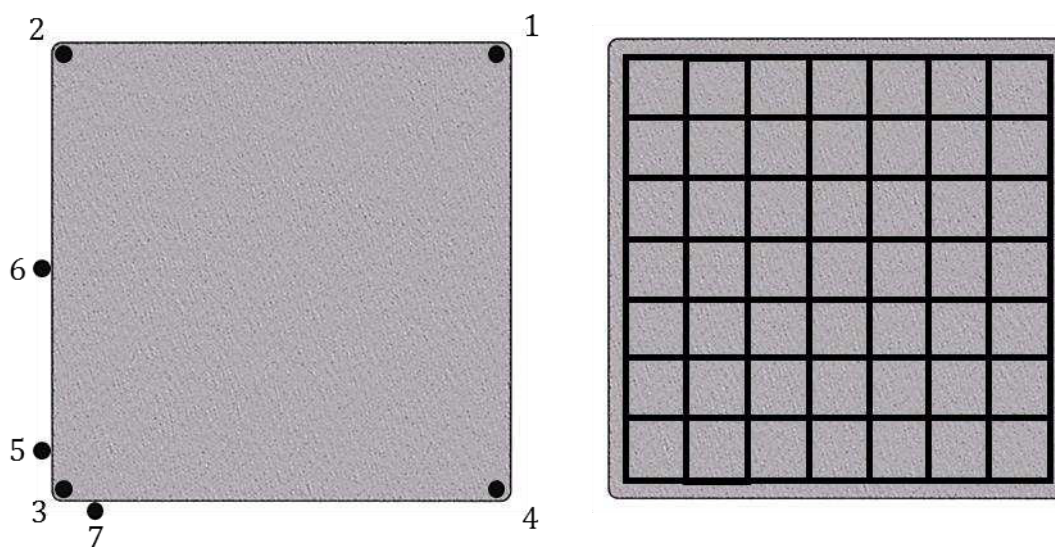


Abbildung 4-10: Anfahrpunkte für die Definition der zu messenden Ebene (1-4) sowie der Ausrichtung der Platte im Raum (5-7) und Messraster für die Ebenheitsmessung mittels Koordinatenmessmaschine.

Die auf dem Raster erhobenen Messwerte bzw. ihre Abweichung von der aufgespannten Soll-Ebene werden in Form des arithmetischen Mittels zusammengefasst und als Ebenheitswert in die Einflussbetrachtung einbezogen. Der Bauteilverzug wird ergänzend zu dieser Messung mit Hilfe der Weißlichtstreifenprojektion und dem Abgleich mit der CAD-Geometrie ermittelt. Zum Einsatz kommt ein System der Steinbichler Optotechnik GmbH, ein COMET 5 Eco. Zur Verbesserung der Messgenauigkeit werden die Proben vor der Messung mit CaO-Spray vorbehandelt. Nach dem Scan des Real-Gussteils erfolgt mit Hilfe der Software Polyworks ein Abgleich mit der Soll-Geometrie. Dabei wird zum einen an ausgewählten Referenzpunkten der Absolutwert der Abweichungen bestimmt, zum anderen wird die Abweichung auch ganzflächig dargestellt. Aufgrund des sehr hohen Prüfaufwandes kann dieses

Verfahren nur ergänzend verwendet und nicht vollumfänglich auf den Versuchsplan angewandt bzw. zur quantitativen Bewertung der Einflüsse genutzt werden.

Bestimmung der Mikrostruktur

Mittels metallographischer Untersuchungen soll der Einfluss der Temperaturverteilung in Werkzeug und Gussteil sowie der gewählten Prozesseinstellungen auf die Mikrostruktur der resultierenden Gussteile untersucht werden. Zu diesem Zweck werden vier Proben aus einer Platte entnommen, je eine Probe im Bereich einer Plattenecke mit 2, 4 bzw. 6 mm Dicke und eine weitere aus der Plattenmitte. Auf diese Weise werden die charakteristischen Bereiche der Probengeometrie abgedeckt. Die Proben werden mit Hilfe eines Trennjägers vom Typ Brillant 260 der Firma ATM aus den Gussteilen herausgetrennt und anschließend in Technovit 4004, einem kaltaushärtenden Einbettmittel, eingebettet. Anschließend erfolgt die Präparation auf einem Schleifautomaten vom Typ Saphir 550 der Firma ATM nach dem Rezept aus Tabelle 4-3.

Tabelle 4-3: Präparationsrezept für die metallografische Untersuchung.

Schritt	Schleifmittel	Suspension	Druck [N]	Drehzahl [min ⁻¹]	Zeit [s]
Schleifen	SiC 180	H ₂ O	15	150	Bis plan
Schleifen	SiC 320	H ₂ O	15	150	90
Schleifen	SiC 500	H ₂ O	15	150	90
Schleifen	SiC 1200	H ₂ O	15	150	90
Polieren	ATM, Alpha	Diamant 9 µm	20	150	180
Polieren	ATM, Sigma	Diamant 3 µm	20	150	180
Polieren	ATM, Sigma	Diamant 1 µm	20	150	180
Endpolitur	Endpoliturtuch	MasterMet / H ₂ O	20	150	120

Zur Untersuchung der Proben wird ein Apollo-Auflichtmikroskop verwendet, die Analyse erfolgt über die AxioVision Software der Firma Zeiss. Die Proben sollen anschließend vorrangig im Hinblick auf die Feinheit des Gefüges untersucht werden: zum einen anhand des Dendritenarmabstandes (DAS), zum anderen durch eine Korngrößenbestimmung. Zu diesem Zweck werden die Proben nach dem finalen Polierschritt und einer Lichtmikroskopischen Untersuchung noch einer elektrolytischen Ätzung nach Barker unterzogen.

4.3. Untersuchungen zum Prozessparametereinfluss

In den folgenden Abschnitten werden die wichtigsten Ergebnisse der Untersuchungen, welche basierend auf den Ausführungen in Abschnitt 4.2 durchgeführt wurden, vorgestellt und diskutiert. Eine ergänzende Zusammenstellung aller Versuchsergebnisse ist im Anhang zu finden (Tabelle 10-4 bis Tabelle 10-13). Neben den Untersuchungen zum Einfluss auf Kenngrößen der Gussteilqualität werden auch die mit Hilfe der in Abschnitt 4.1 vorgestellten Messtechnik gewonnenen Ergebnisse erläutert und hinsichtlich ihrer Bedeutung analysiert.

4.3.1. Thermischer Haushalt

Zur Beurteilung der Einflüsse auf den thermischen Haushalt wird das in Abschnitt 4.1 vorgestellte Messsystem eingesetzt. Grundlage der Betrachtungen hinsichtlich der Temperierung ist die genaue Kenntnis der Temperaturverhältnisse im Temperiersystem selbst. Die Regelung der verwendeten Temperiergeräte basiert auf der Vorlauftemperatur des Mediums. Diese wurde für die Versuche analog zu T_{Medium} anhand von Tabelle 4-2 vorgewählt. Auf Basis des Sollwertes bestimmt der integrierte TF2000-Regler automatisch die Grenzen für Heiz- bzw. Kühlbedarf und regelt das Temperiergerät entsprechend der ermittelten Temperaturgrenzen. Nachdem das Temperiersystem und das Werkzeug die Aufheizphase durchlaufen haben, pendelt die Medientemperatur im Vorlauf zwischen diesen Grenzwerten und weist einen etwa sinusförmigen Verlauf auf. Für die verwendeten Geräte kann der Zustand dann als stabil gewertet werden, wenn die Schwingungstiefe, also die Differenz zwischen den aufeinanderfolgenden Maxima und Minima, konstant unterhalb von 10 K liegt. Dieser Grenzwert konnte nicht für alle Versuchsreihen gehalten werden, was zum einen mit Problemen an den Reglern, zum anderen mit dem Aufheizverhalten des Werkzeugs zusammenhängt. So mehren sich die überhöhten Schwingungstiefen nach Änderungen der Medientemperatur innerhalb eines Versuchstages. Gleichzeitig weist der Kanal in der rechten Seite der festen Formhälfte ein erhöhtes Aufkommen von Instabilitäten auf, was durch Probleme am Temperiergerät hervorgerufen wurde. Abbildung 4-11 zeigt exemplarisch den stabilen Temperaturverlauf für Versuch (750 | 2,5 | 180 | 100) im Temperierkanal des linken Einsatzes der beweglichen Formhälfte (maximale Schwingungstiefe 3,8 K). Aus dem Kurvenverlauf wird deutlich, dass die voreingestellte Vorlauftemperatur am Gerät die Verhältnisse am Werkzeug für den vorliegenden Versuchsaufbau bereits präzise abbildet. Für einen Aufbau mit einer vergleichbaren Medienführung, da in diesem Bereich die Abweichungen zwischen Vorlauf- und Eingangstemperatur am

Werkzeug entstehen, kann somit gefolgert werden, dass die eingestellte Temperatur auch am Werkzeug ankommt.

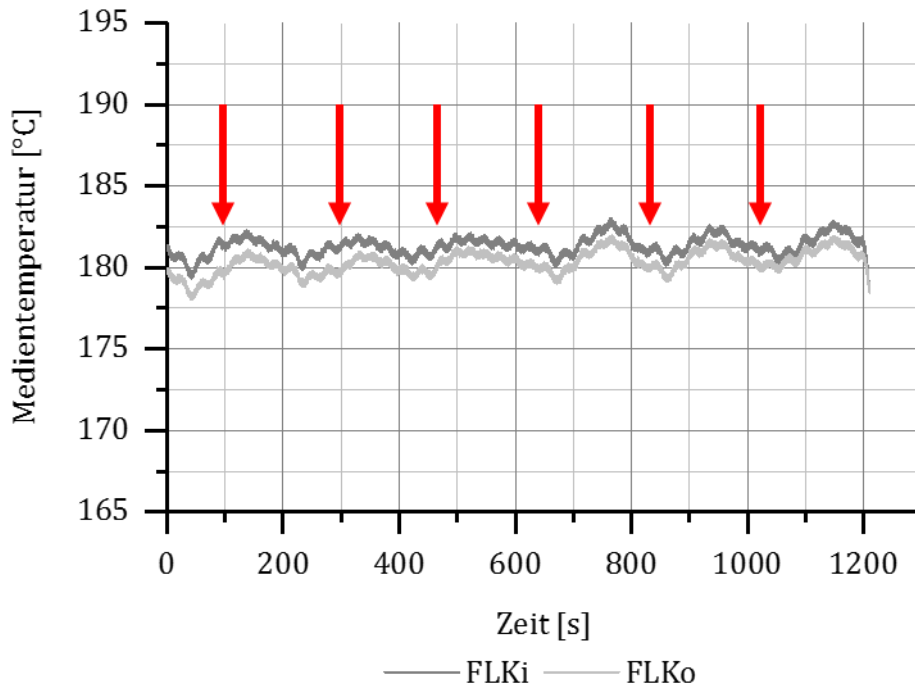


Abbildung 4-11: Temperaturverlauf im Temperiermedium für die Messpunkte FLKi und FLKo für den Versuch (750 | 2,5 | 180 | 100) über sechs Gießzyklen (der Zyklusbeginn wird jeweils durch einen roten Pfeil verdeutlicht).

Dieses Bild ergibt sich analog auch für die anderen als stabil zu bewertenden Kanäle. In Abbildung 4-11 sind zudem die Zeitpunkte der durchgeführten Abgüsse innerhalb des Betrachtungszeitraums aufgetragen. Erkennbar ist in diesem Zusammenhang eine leichte Drift der mittleren Medientemperatur, welche mit der Wärmezufuhr durch den Gießvorgang im Einklang steht. Da die Drift innerhalb der Regelgrenzen und auch in einem auf 5 K festgelegten Temperaturfenster bleibt, ist davon auszugehen, dass die für die Simulation zu treffende Annahme einer konstanten, vom Prozess unbeeinflussten Medientemperatur zulässig ist. Umgekehrt kann bei starken Schwankungen der Medientemperatur, den bereits erläuterten Instabilitäten, ein deutlicher Einfluss auf die Temperaturen im Werkzeug nachgewiesen werden. Abbildung 4-12 zeigt ergänzend zu Abbildung 4-11 die eingehende Medientemperatur des in dieser Versuchsreihe instabilen Kanals auf der rechten Seite der festen Formhälfte (maximale Schwingungstiefe 23 K) sowie die resultierende Temperatur im Werkzeugeinsatz. Die stabile Seite wird dabei durch die schwarze

Kurve (Medientemperatur) und die rote Kurve (Werkzeugtemperatur am Messpunkt 1) dargestellt. Für die instabile Seite stehen die graue Kurve (Medientemperatur) und die blaue Kurve (Werkzeugtemperatur am Messpunkt 1). Es wird deutlich, dass die starken Schwankungen der Medientemperatur, über den unteren Grenzwert hinaus, zu einer Absenkung der mittleren Werkzeugtemperatur in dieser Werkzeughälfte führen. Ein direkter Einfluss der Temperierung auf die Werkzeugtemperaturen ist daher gegeben.

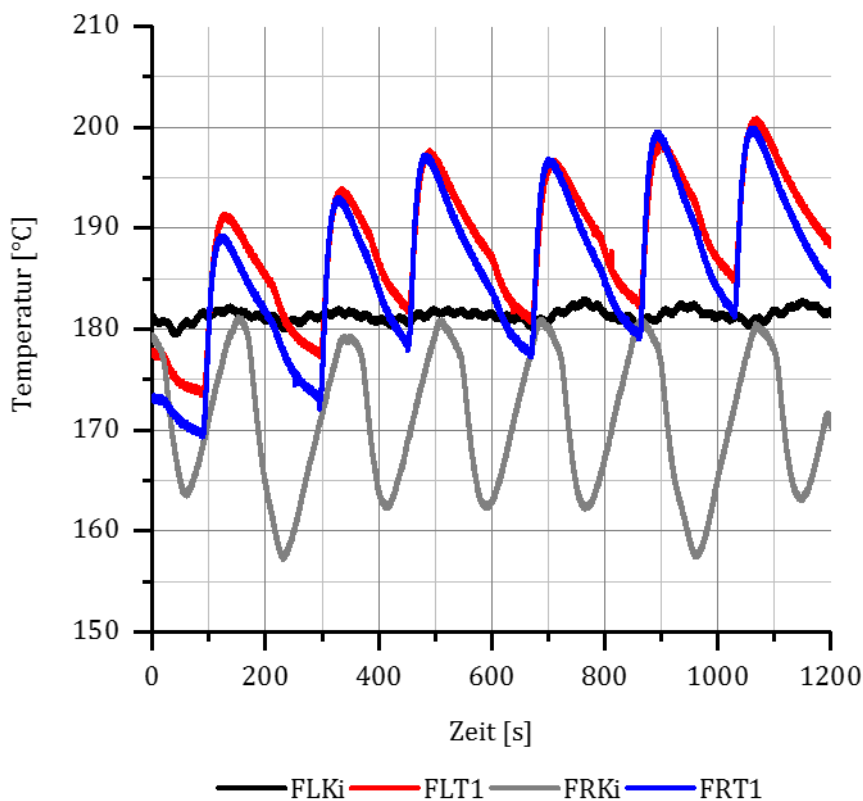


Abbildung 4-12: Temperaturverlauf für die Messpunkte an den Temperierkanalzläufen und an Messpunkt 1 (3 mm unterhalb der Kavitätsoberfläche) im jeweiligen Werkzeugeinsatz der festen Formhälfte über sechs Gießzyklen für Versuch (750 | 2,5 | 180 | 100).

Zwischen linker und rechter Werkzeugseite konnte für die stabilen Versuche eine geringfügig höhere Medientemperatur auf der jeweils linken Werkzeugseite festgestellt werden. Deutlicher sind die Unterschiede, welche zwischen beweglicher und fester Formhälfte feststellbar sind: Die feste Formhälfte weist eine im Schnitt 5 K höhere Eingangstemperatur auf. Es ist in diesem Zusammenhang festzuhalten, dass

für die Werkzeughälften jeweils unterschiedliche Temperiergeräte verwendet wurden. Aus diesem Grund unterscheiden sich Zuleitung und Regelung voneinander und die Ursache kann daher nicht eindeutig auf das Werkzeug zurückgeführt werden. Ebenfalls bedeutsam für die Annahmen im Hinblick auf folgende, numerische Betrachtungen ist die Tatsache, dass die Differenz zwischen Eingangs- und Ausgangstemperatur konstant unterhalb von 5 K lag und diese über alle Versuche, inklusive der als instabil zu wertenden Versuche, in diesem Fenster verblieb. Die Annahme einer über den gesamten Temperierkanalverlauf im Werkzeug konstanten Medientemperatur erscheint in diesem Zusammenhang als zulässig.

In Abbildung 4-12 wird bereits deutlich, dass die Temperaturen im Werkzeug nicht den voreingestellten Temperaturen des Mediums entsprechen. Während dieses Delta für vergleichsweise geringe Medientemperaturen wie im gezeigten Beispiel noch relativ gering ist, liegt es für eine voreingestellte Medientemperatur von 250 °C, etwa bei Versuch (750 | 1,3 | 250 | 400), im Mittel bei ca. 25 K. Zu erklären ist dieser Unterschied mit den Wärmeverlusten durch Wärmeleitung, Konvektion und Strahlung an die umgebende Atmosphäre bzw. die Gießmaschine (vgl. Abschnitt 3.3), welche ungesteuert auftreten und mit steigenden Zieltemperaturen an Einfluss gewinnen. Es ist zu erwarten, dass die Temperaturen ohne die in Abbildung 4-4 gezeigten Isolationen noch geringer ausfallen (vgl. [15]). Des Weiteren lässt sich festhalten, dass die Temperatur im Werkzeuginneren, in einem Abstand von 3 mm zur Kavität, nicht homogen verteilt ist. Abbildung 4-13 zeigt exemplarisch die Temperaturverläufe an den Messstellen über einen Zyklus aus der Versuchsreihe (720 | 0,7 | 180 | 400).

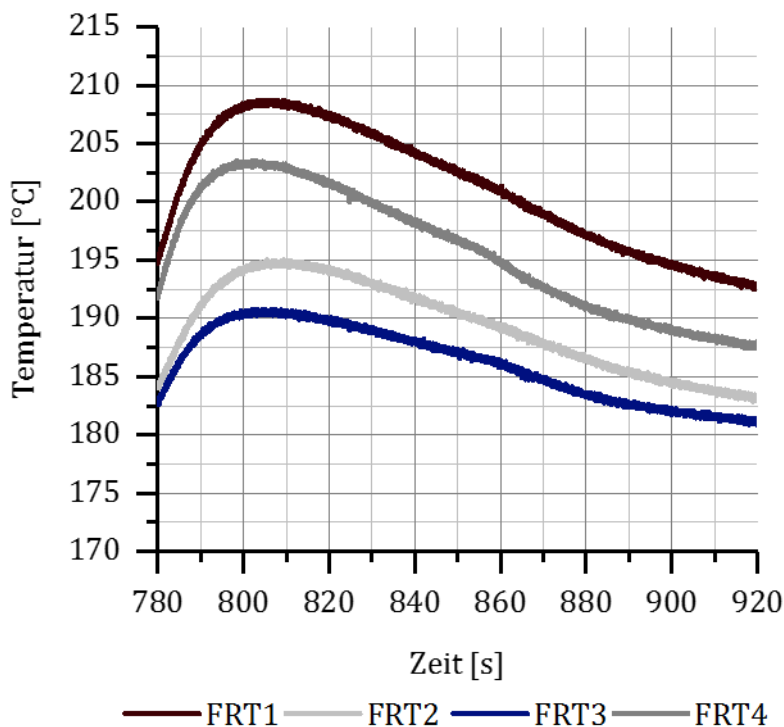


Abbildung 4-13: Temperaturverlauf an den Messpunkten im Werkzeugeinsatz 3 mm unterhalb der Kavitätsoberfläche über einen Zyklus aus Versuch (720 | 0,7 | 180 | 400).

Die Homogenität des Temperaturfeldes bzw. inwiefern diese durch den Prozess beeinflusst wird, lässt sich durch die Temperaturdifferenzen zwischen den einzelnen Messpunkten ermitteln. Auf Basis dieser Werte lässt sich aus dem Versuchsplan heraus die Bedeutung der Parameter anhand des zu errechnenden p-Wertes beurteilen. Liegt dieser bei $\leq 5\%$, so wird der entsprechende Einfluss des betrachteten Faktors als signifikant angesehen. Tabelle 4-4 zeigt die Ergebnisse dieser Analyse für je vier Differenzen pro Werkzeugseite. Die Ergebnisse zeigen einen direkten Zusammenhang der eingestellten Medientemperatur und der Homogenität der Temperaturverteilung auf. Das Minimum der Differenzen wurde bei einer Medientemperatur von 210 °C erreicht.

Tabelle 4-4: Ermittelte p-Werte zur Beurteilung des Prozesseinflusses auf die Homogenität der Temperaturverteilung.

Faktor	ΔFRT1- FRT2	ΔFRT4- FRT 3	ΔFRT4- FRT 2	ΔFRT1- FRT 3
T_M	0,841	0,698	0,119	0,941
v_F	0,931	0,303	0,089	0,904
T_{Medium}	0,036	0,053	0,070	0,044
p_N	0,979	0,877	0,337	0,991
Faktor	ΔFLT1- FLT 2	ΔFLT4- FLT 3	ΔFLT4- FLT 2	ΔFLT1- FLT 3
T_M	0,640	0,416	0,551	0,596
v_F	0,921	0,193	0,294	0,776
T_{Medium}	0,031	0,074	0,022	0,051
p_N	0,991	0,914	0,925	0,997

Der nicht vorhandene Einfluss der übrigen Einflussgrößen war in dieser Form zu erwarten. In Abschnitt 3.4.4 wurde der Einfluss der Füllgeschwindigkeit und des Nachdruckes hinsichtlich des Wärmeüberganges bereits diskutiert und für Gussteile ähnlich dem untersuchten als vernachlässigbar bewertet. Das vergleichbare Ergebnis der Studie lässt sich daher auf der Basis dieser Erkenntnisse erklären. Die Zusammenhänge zwischen Überhitzung im Ofen und Schmelztemperatur beim Schuss wurden ebenfalls bereits in Abschnitt 3.3 erläutert und die fehlenden Wechselwirkungen erklärt. Eine ähnliche Ergebnislage wie für die Homogenität ergibt sich auch für die Temperaturspitzen, welche am besten anhand der Messwerte an FLTf1 und FRTf1 beurteilt werden können. Diese Messstellen liegen maximal dicht unter der Formoberfläche (Abstand 1 mm), die Ansprechzeit der verwendeten Thermolemente ist aufgrund ihrer geringen Dicke minimal. Für beide Messstellen kann mit einem p-Wert von 0,009 (FLTf1) bzw. 0,007 (FRTf1) von einem signifikanten Einfluss der voreingestellten Medientemperatur ausgegangen werden. Im Hinblick auf die restlichen Faktoren kann der nicht festzustellende Einfluss analog zur Temperaturhomogenität erklärt werden. Besonders deutlich wird der Einfluss bei der Betrachtung der maximalen gemessenen Temperaturen im Abstand von 1, 3 und 6 mm von der Kavitätsoberfläche an der Messstelle FLTf (Abbildung 4-14).

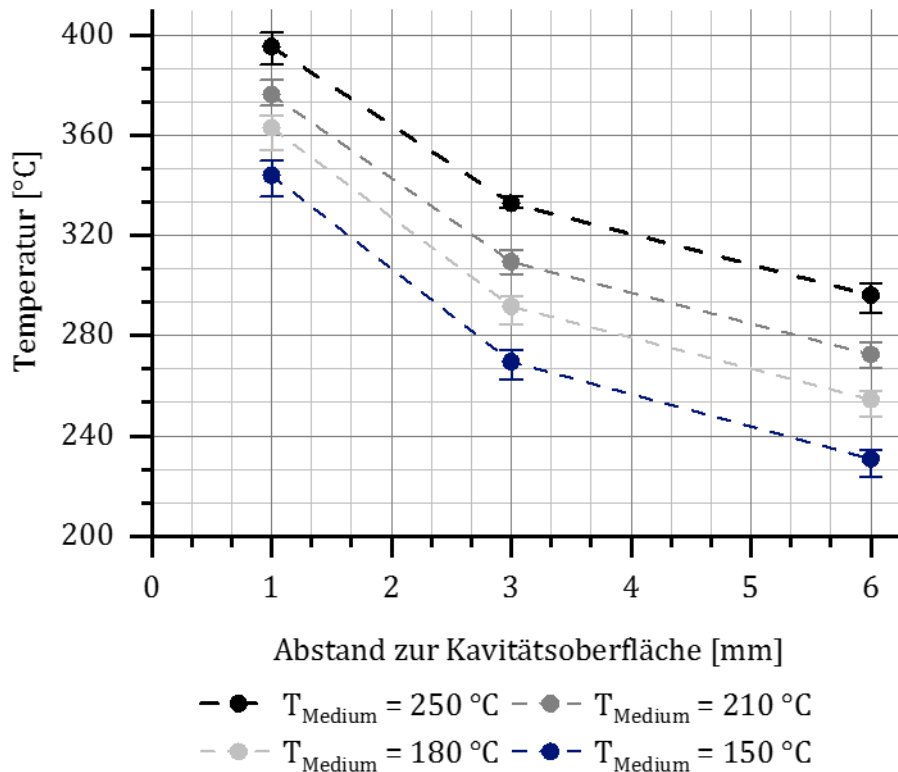


Abbildung 4-14: Maximal gemessene Formwandtemperaturen in Abhängigkeit von T_{Medium} und dem Abstand zur Kavitätsoberfläche an den Messstellen FLTf1, FLTf3 und FLTf6.

Der Gradient zwischen den Messwerten nimmt dabei von der maximalen zur minimalen Einstellung von 24,7 K/mm auf 20,8 K/mm zwischen 1 und 3 mm bzw. von 12,9 K/mm auf 12,2 K/mm zwischen 3 und 6 mm leicht ab. Der deutlich größere Gradient in der Nähe der Kavität deckt sich dabei mit den Ausführungen in Abschnitt 3.3.2. Wichtig für die korrekte Modellierung des Sprühprozesses ist die zusätzliche Erkenntnis, dass sich das für die Versuche gewählte Sprühprogramm vor allem in den tieferen Schichten kaum noch auf die Temperatur auswirkt (siehe Abbildung 4-15)

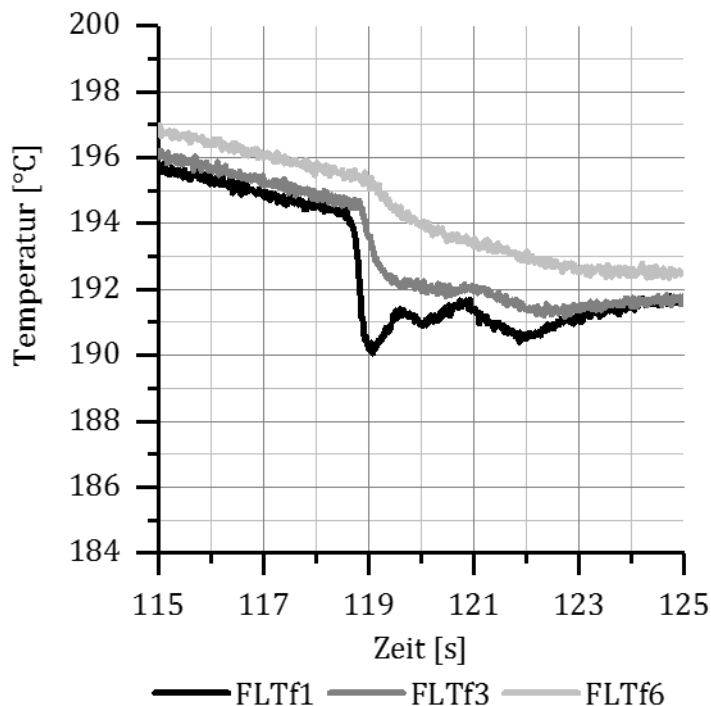


Abbildung 4-15: Einfluss des Sprühprozesses auf den Temperaturverlauf in verschiedenen Abständen zur Kavitätsoberfläche für den Versuch (720 | 0,7 | 180 | 400).

Diesem Verhalten entsprechend müssen die Parameter in der Simulation eingestellt werden, um ein möglichst exaktes Abbild der Realität zu erreichen. Im Folgenden werden die Auswirkungen der ausgewählten Faktoren auf die Gussteilqualität näher beleuchtet.

4.3.2. Porosität

Die Ergebnisse der Dichtemessung nach dem archimedischen Prinzip zeigen eine durchschnittliche Gussteilporosität von 5,5 % für die durchgeführten Versuche auf. Dieser relativ hohe Wert ist mit großer Wahrscheinlichkeit auf die Abschaltung des Vakuumventils während der Versuche zurückzuführen. Die Abschaltung des Ventils war aufgrund der Störanfälligkeit notwendig geworden. In Kombination mit einem Entlüftungssystem, welches für den vakuumunterstützten Guss gestaltet worden ist, erhöht sich auf diese Weise die Menge der eingeschlossenen Luft überdurchschnittlich. Abbildung 4-16 zeigt das Haupteffektdiagramm für die Auswirkung der untersuchten Faktoren auf die Gesamtporosität bzw. die Gussteildichte.

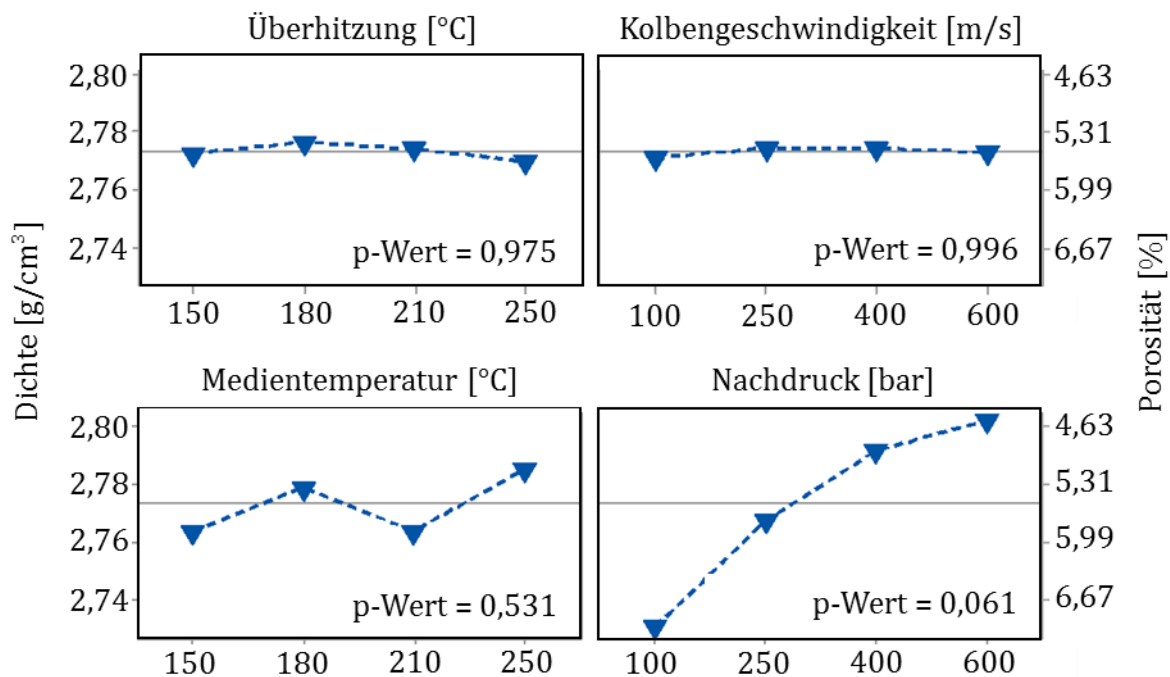


Abbildung 4-16: Haupteffektdiagramm zum Einfluss der Faktoren auf die Gussteilporosität.

Der mangelnde Einfluss der Parameter Schmelze- und Medientemperatur konnte in dieser Form erwartet werden. Einzig für die Schmelztemperatur hätte mit steigender Überhitzung der Schmelze ein Anstieg der Porosität aufgrund der gesteigerten Wasserstoffaufnahme-fähigkeit auftreten können. Da die Wirkung von gelöstem Wasserstoff auf die Porosität im Druckguss eher gering ist, konnten diese Auswirkungen bei der hohen, das Phänomen ggf. überlagernden, Gesamtporosität aber nicht detektiert werden. Die Ergebnisse im Hinblick auf die Kolbengeschwindigkeit sind hingegen überraschend, da hier auf Basis der Literaturlage ein deutlicher Einfluss zu erwarten war [10; 13; 14]. Mögliche Gründe dafür sind die im Vergleich zu den Studien geringen Füllgeschwindigkeiten, die Einfachheit der untersuchten Proben-geometrie und die geringe Wandstärke des Gussteils. Während die entsprechen- den p-Werte für diese Faktoren deutlich oberhalb der kritischen Grenze liegen, wurde für den Nachdruck ein p-Wert von 0,085 in der linken Probe bzw. 0,043 in der rechten Probe ermittelt. Analog zum Anteil der Porosität in den Proben ist auch der p-Wert für beide Proben leicht abweichend. Von einem signifikanten Einfluss kann daher nicht sicher ausgegangen werden, ein starker Einfluss kann dem Nach- druck in Übereinstimmung aber bescheinigt werden. Von minimalem zu maxima- lem Nachdruckniveau nahm die Porosität von 7 % auf 4,5 % ab. Diese Ergebnisse spiegeln sich auch in den Röntgen-Untersuchungen wider. Abbildung 4-17 zeigt

eine repräsentative Auswahl von jeweils 2 geröntgten Proben. Der abgetrennte Anguss wird durch die ergänzten Pfeile repräsentiert.

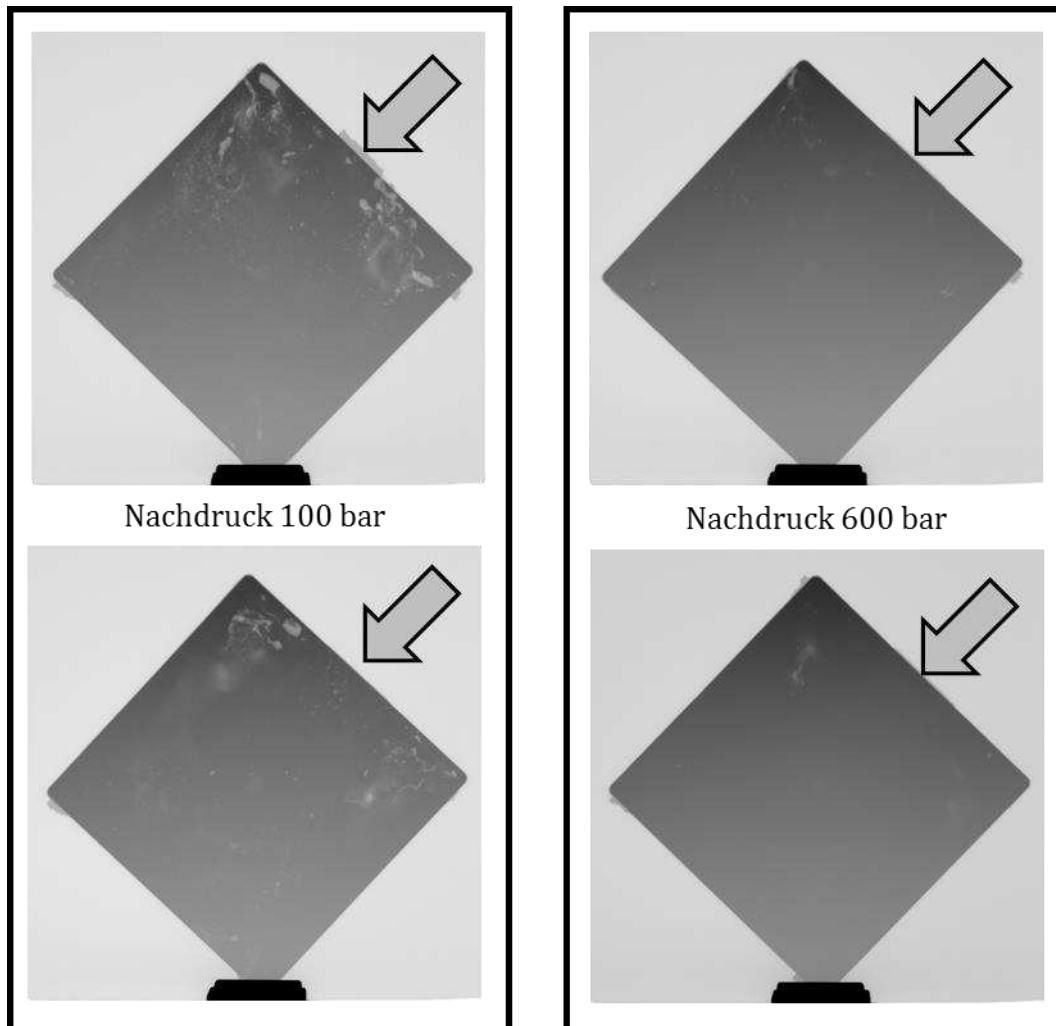


Abbildung 4-17: Porositätsverteilung in den Proben bei konstanter Füllgeschwindigkeit (1,3 m/s), Medien- (150 °C) und Schmelzetemperatur (720 °C).

Gut zu erkennen ist die bei allen Parametereinstellungen ähnliche Verteilung der Poren im Bauteil. Die Reduktion des Porenvolumens durch die Erhöhung des Nachdrucks ist auch in dieser Untersuchung deutlich zu erkennen. Diese Verteilung war auf der Basis von vorab durchgeführten Simulationen zu erwarten [166]. Da der Nachdruck besonders stark auf nicht schrumpfungsbedingte Porosität wirkt, welche durch verstärkten Gas- bzw. Lufteinschluss hervorgerufen wird, ist davon auszugehen, dass die starke Wirkung des Nachdrucks auf die hohe Gesamtporosität andere Effekte während der durchgeführten Versuche überdeckt.

4.3.3. Mikrostruktur

Wie in Abschnitt 4.1 beschrieben, soll auch die Analyse des Gefüges vorwiegend quantitativ erfolgen, damit eine quantitative Auswertung und die Ermittlung statistischer Kenngrößen möglich werden. Aufgrund der verwendeten Legierung ist in diesem Zusammenhang zunächst die Klärung darüber wichtig, inwiefern die Korngrößenbestimmung nach einer Barker-Ätzung sinnvoll durchgeführt werden kann. Abbildung 4-18 zeigt deutlich, dass ein Unterschied zwischen den Kristallorientierungen im eingesetzten Vormaterial möglich ist. Die aus den Gussteilen entnommene Probe zeigt dagegen ein anderes Bild: In Kombination mit der raschen Abkühlung der Schmelze im Werkzeug zeigt sich hier der hohe Anteil eutektischer Körner als kritisch für diese Art der Analyse. Auf der Basis dieser Erkenntnis wurde die Korngrößenbestimmung für die Generierung von Kennwerten für die statistische Analyse verworfen. Für die weiteren Untersuchungen wurde dementsprechend auf eine Ätzung der Proben verzichtet.

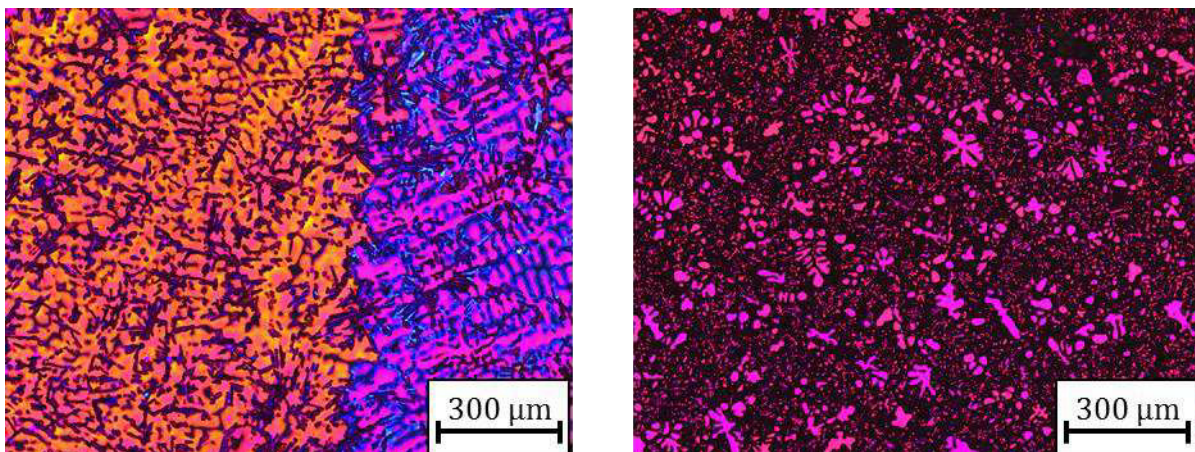


Abbildung 4-18: Ergebnisvergleich der Ätzung nach Barker für das Ausgangsmaterial (links) und die hergestellten Proben (rechts).

Mit Blick auf Abbildung 4-19 wird schnell deutlich, dass das resultierende Gefüge auch eine Beschreibung über den DAS nicht zulässt. Infolgedessen erfolgt die Beurteilung der Ergebnisse qualitativ. Festzustellen ist die typische Ausbildung einer Randschicht mit einem vergleichsweise feinen Gefüge, was auf die Abkühlbedingungen bei direktem Werkzeugkontakt zurückzuführen ist. Die primären α -Dendriten und das fein ausgebildete, korallenförmige Eutektikum sind charakteristisch für den schnell erstarrenden Randbereich von Druckgussbauteilen. Mit zunehmender Dicke des Gussteils wird dieser Effekt in der betrachteten Bildreihe geringer, der Unterschied zur Plattenmitte nimmt ab und auch das Gefüge der Randzone verändert sich. In der Probenmitte zeichnet sich besonders deutlich die Veränderung der

Gestalt des Eutektikums ab: So tritt in den dünnen Bereichen vornehmlich eine feingliedrige Korallenform auf, wohingegen in den dickeren Plattenbereichen ein eher grobes, plattenförmiges Gefüge zu erkennen ist. Eine solche Vergrößerung des eutektischen Siliziums kann die mechanischen Eigenschaften der Proben negativ beeinflussen, da die Kerbwirkung plattenförmiger Strukturen als höher zu bewerten ist als die korallenförmiger Strukturen [167]. Dieser Aspekt der Studie wird im folgenden Abschnitt näher beleuchtet werden.

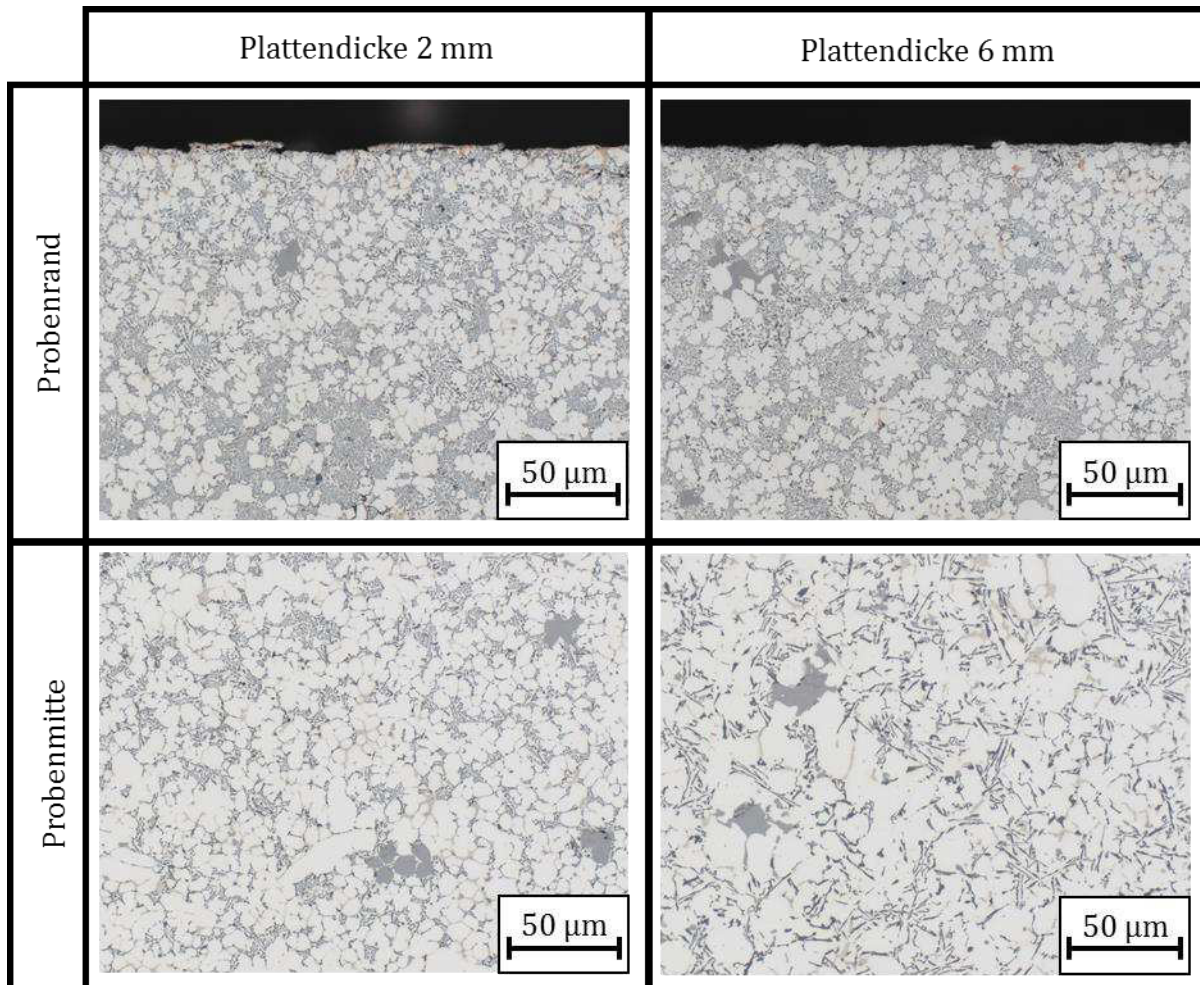


Abbildung 4-19: Ausbildung des Gefüges in Bereichen der Probengeometrie mit unterschiedlicher Dicke aus Versuch (720 | 1,3 | 250 | 600).

Neben der Gussteildicke beeinflussen auch die Überhitzung der Schmelze sowie die voreingestellte Medientemperatur die Ausbildung des Gefüges. Abbildung 4-20 zeigt beispielhaft das Gefüge für eine Probe mit geringen Werten für beide Größen (links) bzw. mit hohen Werten (rechts). Beide Aufnahmen wurden im Bereich der Probenmitte aufgenommen.

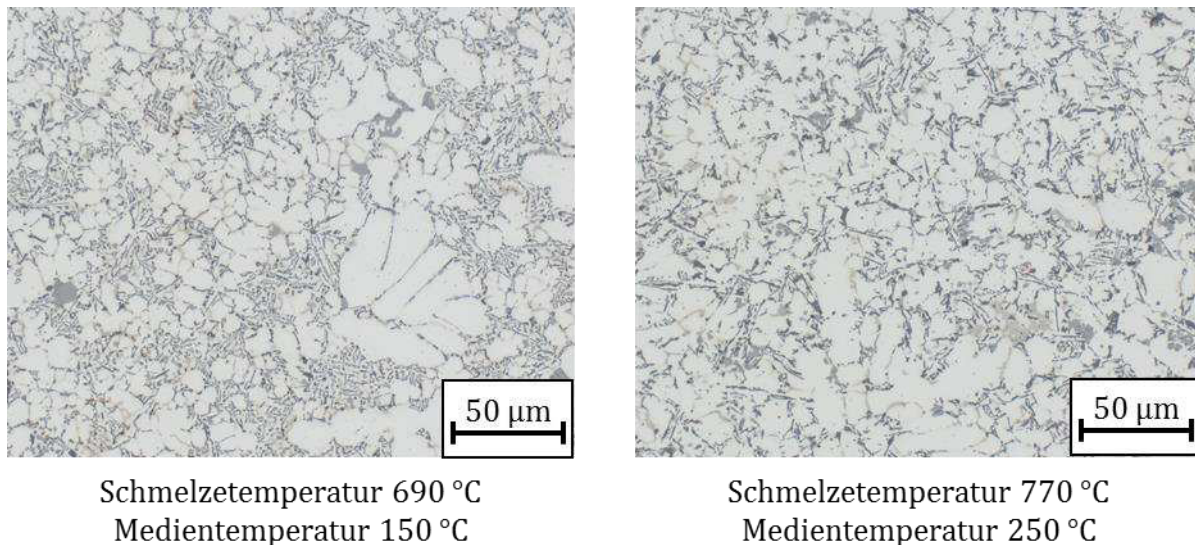


Abbildung 4-20: Einfluss der Schmelze- und der voreingestellten Medientemperatur auf die Gefüge-Ausbildung.

Je höher die Werkzeug- respektive die Schmelztemperatur desto langsamer geht die Erstarrung vonstatten. Folgerichtig zeigt sich für steigende Temperaturen eine Vergrößerung des resultierenden Gefüges analog zu den Beobachtungen im Zusammenhang mit der Gussteildicke. Diese Ergebnisse sind im Einklang mit den aus der Literaturlage resultierenden Erwartungen [168]. Wie bereits erwähnt, geht mit einer feineren Ausprägung des Gefüges in der Regel eine Verbesserung der mechanischen Eigenschaften einher. Inwiefern ähnliche Phänomene auch für die vorgestellten Versuche festgestellt werden konnten, ist das Thema des folgenden Abschnitts.

4.3.4. Mechanische Eigenschaften

In den mechanischen Eigenschaften des Bauteils subsumieren sich letztlich diverse qualitätsbeeinflussende Faktoren. So sind etwa die Feinheit des Gefüges und der Anteil sowie die Art von Porositäten von wesentlicher Bedeutung für die resultierenden mechanischen Eigenschaften. Gemäß der DIN EN 1706 [169] sollten die Proben aus der verwendeten Legierung eine Mindeststreckgrenze $R_{p0,2}$ von 140 MPa, eine Zugfestigkeit R_m von 240 MPa bei einer Bruchdehnung A von bis zu 1 % erreichen. Ein signifikanter Einfluss auf diese drei Zielgrößen kann basierend auf den ermittelten p-Werten keinem der untersuchten Faktoren zugeschrieben werden. Am stärksten zeigen sich aber erneut die Auswirkungen eines erhöhten Nachdruckes. Mit zunehmendem Nachdruck konnte eine Verbesserung der Zugfestigkeit und der Bruchdehnung festgestellt werden, die Streckgrenze verhielt sich in-

dessen über die Versuche hinweg konstant. Proben, welche die in der Norm festgelegten Grenzwerte erreichen, konnten nur mit einem Nachdruck von 400 bar aufwärts sicher hergestellt werden. Bei geringeren Nachdrücken wurden die geforderten Werte nur in Ausnahmefällen erreicht. Abbildung 4-21 zeigt den Einfluss der Porosität auf die Zugfestigkeit und die Bruchdehnung auf. Der aufgebrachte Nachdruck sinkt dabei von 600 bar auf der linken Seite gemäß der definierten Versuchsstufen auf 400 bar, 250 bar und schließlich 100 bar auf der rechten Seite des Diagramms ab. Die detektierte, festigkeitssteigernde Wirkung kann recht eindeutig auf die Reduktion der Porosität aufgrund des erhöhten Nachdruckes zurückgeführt werden. Ein ähnlicher Mechanismus wäre auch hier, analog zu den Ausführungen in Abschnitt 4.3.2, für die Kolbengeschwindigkeit zu erwarten gewesen, aufgrund des fehlenden Einflusses auf die Porosität kann aber auch ein Einfluss auf die mechanischen Eigenschaften nicht detektiert werden.

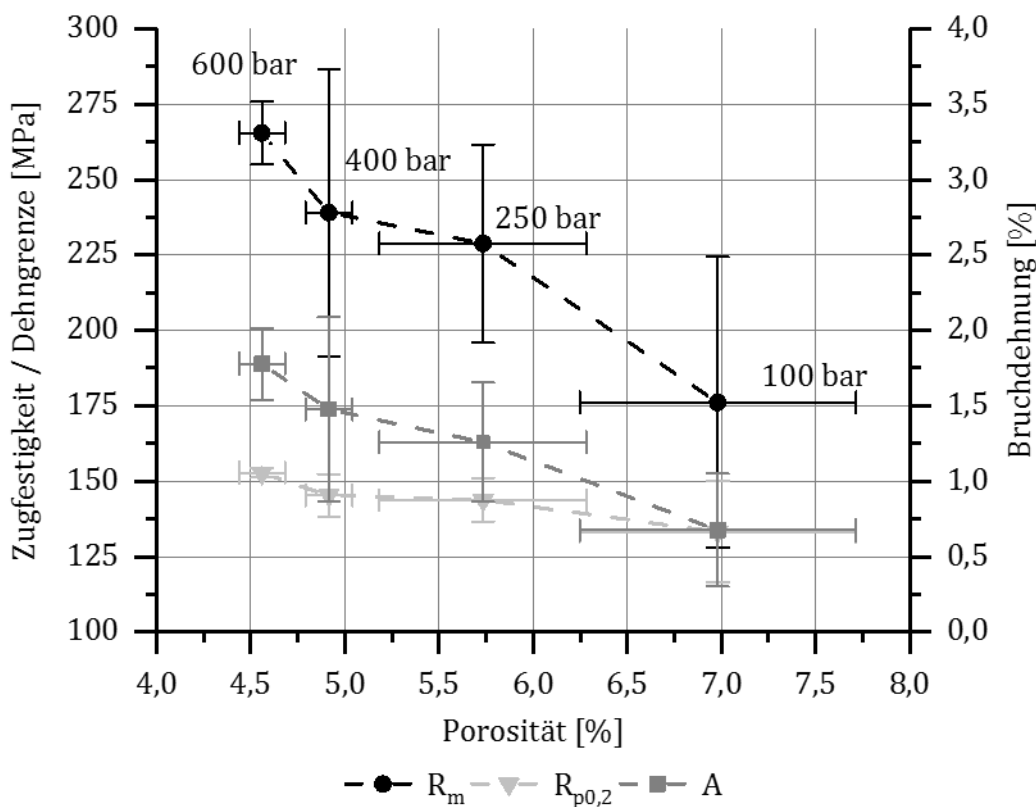


Abbildung 4-21: Zugfestigkeit und Bruchdehnung in Abhängigkeit von der Gussteilporosität bzw. des eingestellten Nachdrucks.

In vergleichbarer Weise ist auch eine Beeinflussung durch die Faktoren T_M und T_{Medium} über den Mechanismus der Gefüge-Modifikation zu erwarten. Im vorangegangenen Abschnitt wurde bereits dargelegt, wie die Ausprägung des Gefüges durch

beide Faktoren beeinflusst wird. In den Untersuchungen konnte allerdings keine analoge Auswirkung auf die mechanischen Eigenschaften festgestellt werden. Es ist davon auszugehen, dass die Porosität und die Beeinflussung der Porosität durch den Nachdruck die nachweisbar gefügefäinende Wirkung der Faktoren zu stark überlagert. Ein Indiz dafür ist der Umstand, dass für die Proben, welche mit einem Nachdruck von nur 100 bar hergestellt worden sind, die mechanischen Eigenschaften in Abhängigkeit der übrigen Faktoren deutlich stärker streuen, wenngleich auch beschränkt auf diese Probenreihen kein signifikanter Einfluss der anderen Faktoren festgestellt werden konnte.

4.3.5. Konturtreue

Inwiefern gefertigte Gussteile der angestrebten Soll-Geometrie entsprechen, kann auf verschiedenen Wegen überprüft werden. Im Folgenden sollen die Ergebnisse der in Abschnitt 4.2 vorgestellten Prüfverfahren vorgestellt werden. Grundsätzlich konnte im Zuge der taktilen Ebenheitsmessung eine charakteristische Vertiefung an den Platten im Bereich des Anschnitts festgestellt werden (vgl. Abbildung 4-22; Links). Des Weiteren muss festgehalten werden, dass die Art der Messung und die damit einhergehende Aufspannung der Referenzoberfläche zu Problemen führen kann, falls die gewählten Anfahrpunkte in Vertiefungen oder Löchern, also Gussdefekten, des Bauteils ansetzen. In diesen Fällen wird die Ebene nicht korrekt aufgespannt, was fehlerhafte Ergebnisse, wie sie in Abbildung 4-22 zu sehen sind, zur Folge hat. Derart fehlerbehaftete Messergebnisse wurden in der weiteren Betrachtung nicht mehr berücksichtigt.

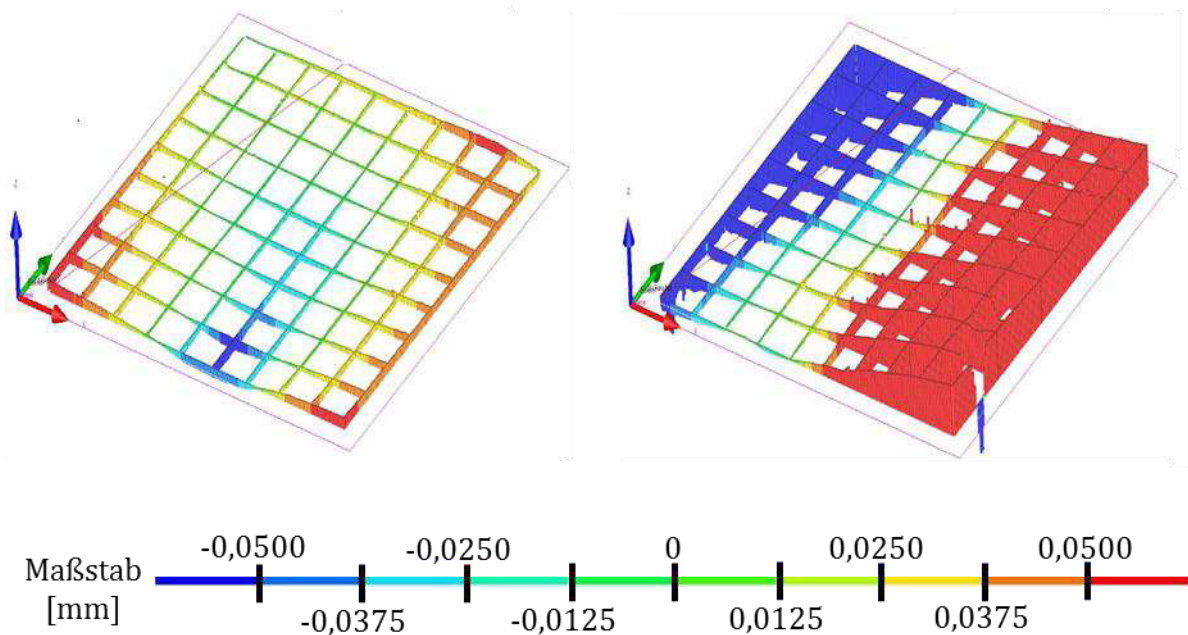


Abbildung 4-22: Charakteristisches Messergebnis der Ebenheitsmessung (Links), sowie ein fehlerbehaftetes Ergebnis (Rechts).

Die statistische Auswertung der Ergebnisse führt zu der Erkenntnis, dass kein Faktor die Ebenheit signifikant beeinflussen kann. Ein tendenziell stärkerer Einfluss ist erneut im Hinblick auf die Medien- bzw. Werkzeugtemperatur (p -Wert = 0,479) und den Nachdruck (p -Wert = 0,213) festzustellen. Beide Werte wirken auf die Ebenheit mit steigenden Stufenwerten positiv und können die Ebenheit um 0,02 mm bzw. 0,04 mm vermindern, bei einer durchschnittlichen Ebenheit von 0,016 mm bei der jeweils minimalen Stufen-Ausprägung. Hinsichtlich des Verzuges konnte aufgrund des erwähnt hohen Prüfaufwandes und der damit einhergehenden geringen Probenanzahl keine statistische Auswertung der Messergebnisse erfolgen. Die im Folgenden beschriebenen Ergebnisse sollen daher vielmehr einen Einblick in die generelle Verzugscharakteristik des Bauteils geben. Aus Abbildung 4-23 wird deutlich, dass sich die Ecken der Platten nach oben wölben, wohingegen in der Plattenmitte eine negative Abweichung von der Soll-Geometrie zu verzeichnen war. Während das Bild gerade für die Platten-Diagonale konstanter Dicke in ihrer Charakteristik über alle untersuchten Parameterkombinationen sehr ähnlich ist, kann dennoch keine Aussage zum Einfluss einzelner Parameter getroffen werden.

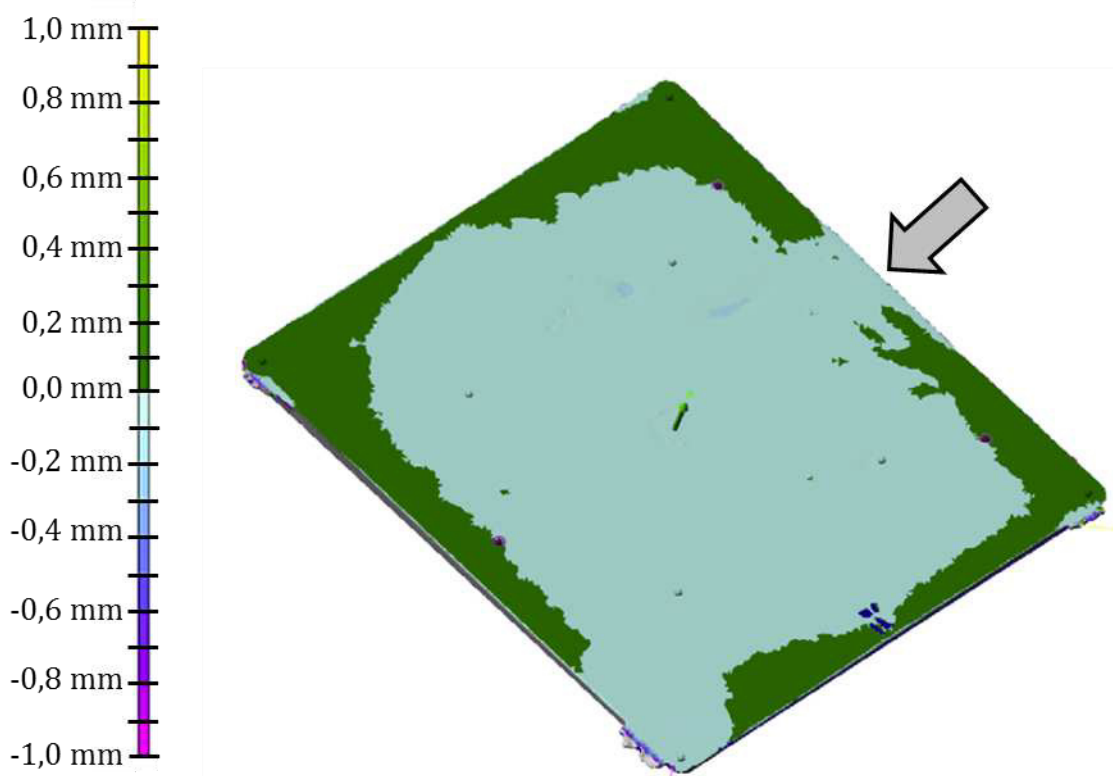


Abbildung 4-23: Darstellung der Differenz zwischen der ermittelten Plattengeometrie und der Soll-Geometrie anhand von Versuch (770 | 0,7 | 250 | 250).

Hinsichtlich der möglichen Einflüsse auf die Konturtreue der Gussteile sei an dieser Stelle erwähnt, dass die im Rahmen der Studie detektierten Abweichungen als gering einzustufen sind. In diesem Zusammenhang ist eine Betrachtung des Bauteilverzugs als Kriterium in Frage zu stellen, da durch den Versuchsaufbau nicht zu vermeidende Störgrößen auftreten können, welche in diesem Bereich die systematisch untersuchten Effekte vollständig egalalisieren könnten. Zu nennen ist hier etwa die manuelle und damit nur bedingt reproduzierbare Entnahme der Gussteile und das manuelle Abtrennen des Gießsystems nach dem Erkalten des Gusses.

4.4. Bewertung der Ausgangslage hinsichtlich Variothermie

Die Variothermie unterscheidet sich deutlich von der herkömmlichen, stationären Temperierung von Druckgießwerkzeugen. Dies beginnt bereits bei der verwendeten Anlagentechnik. Um sicherzustellen, dass temperierungsbezogene Annahmen, resultierend aus den Ergebnissen aus Abschnitt 4.3, auch in diesem Umfeld korrekt sind, werden praktische Versuche durchgeführt, deren Ergebnisse im folgenden Abschnitt vorgestellt werden. Mit den auf diese Weise gewonnenen Daten werden anschließend variotherme Temperierungsszenarien simuliert, um die Eignung des

vorliegenden Werkzeugs bewerten zu können. Die dabei simulierten Prozessabläufe werden auch in Kapitel 5 zur Bewertung der getroffenen Maßnahmen hinsichtlich der Variothermie herangezogen werden.

4.4.1. Grundlagenuntersuchungen zur Variothermie

Für die Versuche zur Variothermie wird der in Abschnitt 4.1 vorgestellte Versuchsaufbau verwendet. Die Temperierung erfolgt in diesem Fall, abweichend zu den vorangehend vorgestellten Versuchen, über das variotherme Temperiersystem der Firma Single. Aufgrund der Konfiguration der zur Verfügung stehenden Druckgießzellen wird auch ein Wechsel der Druckgießanlage hin zu einer Frech DAK 450-40 notwendig. Der Maschine kommt bei den Versuchen die Aufgabe des Öffnen und Schließens des Werkzeugs zu. Die Umschaltung der für die Variothermie benötigten Ventile erfolgt manuell. Ziel der Versuche ist es, das Aufheiz- und Abkühlverhalten des Versuchswerkzeug zu untersuchen sowie Charakteristika des Betriebes des Temperiersystems in Kombination mit dem Werkzeug zu beleuchten. Zu diesem Zweck durchläuft das Werkzeug mehrere Kühlzyklen von je 8 min, gefolgt von 20 minütigen Heizphasen, welche die Temperatur im Werkzeug wieder auf einen stabilen, homogenen Ausgangszustand aufheizen (siehe auch Tabelle 10-14). Das Werkzeug bleibt dabei geschlossen, um einen nicht zu steuernden, zusätzlichen Wärmeaustrag über die Trennflächen des Werkzeugs zu vermeiden. Die Formfüllung sowie das Trennstoffsprühen werden hier, aufgrund des nachgewiesenermaßen nicht vorhandenen Einflusses auf die Temperierung, ausgeklammert und erst später simulativ in die Betrachtung mit einbezogen (siehe Abschnitt 4.4.2). Überprüft werden bei den Versuchen zwei Zieltemperaturen für die Kühlphase: Mit 100 °C wird die minimale Öltemperatur betrachtet, welche theoretisch für den gegebenen Versuchsaufbau noch eine turbulente Strömung ermöglichen sollte. Die zweite Zieltemperatur liegt mit 30 °C bei der minimalen Temperatur, welche bei der Nutzung der gegebenen Kühltechnik möglich sein sollte.

Für die Bewertung der Dynamik des Temperiersystems sind die Messpunkte an den Ein- und Auslässen der Temperierkanäle im Werkzeug sowie die Messpunkte in den Formeinsätzen mit 1 mm Abstand zur Kavitätsoberfläche maßgebend. Bezüglich der Temperaturdifferenz zwischen Ein- und Ausgang zeigt sich ein ähnliches Bild, wie es in Abschnitt 4.3.1 geschildert wurde. Die Temperaturen verlaufen innerhalb von ca. 5 °C weitestgehend synchron, lediglich direkt nach den jeweiligen Temperaturwechseln wird die Differenz kurzfristig größer (siehe Abbildung 4-24). Die Annahme einer konstanten Temperatur im Kanal sollte daher auch hier gültig sein. Auffällig ist, dass die Temperatur am Messpunkt zu keiner Zeit den voreingestellten 300 °C für die Heizphase entspricht. Durch den Temperaturverlust an den

Zuleitungen tritt hier stets ein Delta von 4 °C auf. Im Hinblick auf den Zeitpunkt des Umschaltens sei erwähnt, dass es von der Umschaltung bis zum völligen Austausch des Mediums im Temperierkreis 12 s dauert. Dieser Umstand spielt für die Modellierung kaum eine Rolle, da der Temperaturwechsel im Werkzeug binnen 2 s vollzogen ist. Für den praktischen Einsatz bzw. eine automatische Steuerung der Umschaltung muss dieser zeitliche Versatz aber berücksichtigt werden, damit der Temperaturwechsel im Werkzeug zum gewünschten Zeitpunkt erfolgt.

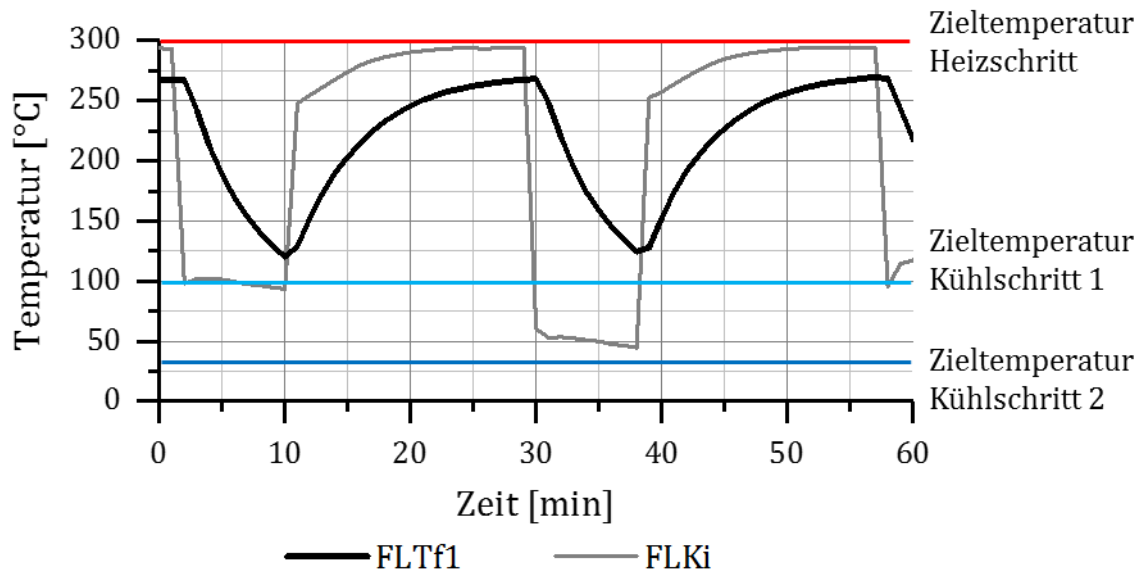


Abbildung 4-24: Entwicklung der Werkzeugtemperatur im realen Experiment in Abhängigkeit von der Eintrittstemperatur des Temperiermediums mit einer eingestellten Medientemperatur von 100 °C während des ersten und 30 °C während des zweiten Kühlvorgangs.

Darüber hinaus ist festzuhalten, dass die Temperatur auch während der Kühlzyklen nicht direkt auf den eingestellten Sollwert abfällt bzw. dieser nicht ad hoc auf Dauer gehalten werden kann. Bei Betrachtung der Werkzeugtemperatur ist ein korrespondierendes Abflachen der Kurve nicht zu beobachten. Die deutlichste zu beobachtende Abweichung zum Sollwert weist die minimale Öltemperatur auf. Die angestrebten 30 °C konnten hier zu keinem Zeitpunkt annähernd erreicht werden. Zurückzuführen ist dieser Umstand mutmaßlich auf die nicht ausreichend niedrige Kühlwassertemperatur, welche dem Temperiergerät durch die angeschlossene Rückkühlanlage zur Verfügung gestellt wird. In der Realität liegt die minimale Temperatur daher bei 50 °C und damit rund 20 °C höher als vermutet. Anders als bei den vorgestellten, konventionellen Temperiergeräten kann für das verwendete Sin-

gle Aggregat nicht pauschal ein gewisser Durchfluss angegeben werden, da Widerstände im Temperiersystem hier deutliche Auswirkungen haben. Anhand des eingebauten Durchflussmessers konnte aber der real auftretende Volumenstrom von konstant 15 l/min gemessen werden.

Vergleicht man die praktisch ermittelten Temperaturkurven mit simulativ für diesen Aufbau bestimmten Werten, so zeigt sich, dass mit den eingestellten Materialparametern für das Temperiermedium die Kühlwirkung bei einer Öl-Temperatur von 50 °C deutlich unterschätzt wird. Die Kühlwirkung fällt in der Simulation deutlich geringer aus als bei den durchgeführten Versuchen. Dies hängt mutmaßlich mit der Modellierung der stark steigenden Viskosität bei geringeren Temperaturen in den verwendeten Datensätzen zusammen. Deutlich besser kann die Realität bei einer minimalen Öl-Temperatur von 100 °C abgebildet werden. Diese Einstellung führt dazu, dass die Ergebnisse der Simulation, denen der korrespondierenden Versuche sehr gut entsprechen, vor allem in den für dem Prozess relevantesten Bereich der ersten 100 Sekunden. Da die ermittelten Werte stets innerhalb des durch die Versuche aufgespannten Intervalls liegen, wird im Folgenden nur mehr bei der numerischen Bewertung des Prozesses auf diese Parametereinstellung zurückgegriffen. Als Temperaturminimum für das Temperiermedium wird daher im Folgenden stets von 100 °C ausgegangen.

In Abschnitt 4.4.2 soll anhand von verschiedenen Prozessszenarien die Eignung des bestehenden Werkzeugkonzeptes für die variotherme Temperierung betrachtet werden. Dazu werden Simulationen genutzt, deren Randbedingungen im Hinblick auf die in den Abschnitten 4.3.1 und 4.4.1 formulierten Erkenntnisse angepasst worden sind (siehe Tabelle 10-15).

4.4.2. Bewertung der Variothermie-Eignung des Ausgangszustandes

Die Bewertung der Eignung eines Werkzeugkonzeptes in der vorliegenden Arbeit erfolgt im Wesentlichen anhand von drei Szenarien, welche jeweils durch numerische Simulationen berechnet werden (vgl. Tabelle 10-15). Bei diesen Szenarien wird jeweils die linke Seite des Werkzeugs variotherm, also mit verschiedenen Temperaturen, temperiert, während die rechte Seite stationär mit einer Öl-Temperatur von 250 °C temperiert wird. Die zum Vergleich herangezogenen Temperaturen werden dabei auf der variotherm temperierten Seite an der Messstelle FLTf1 und auf der stationär temperierten Seite an der Messstelle FRTf1 erfasst. Beide Messstellen liegen wie in Abschnitt 4.1 erläutert mit nur 1 mm maximal nah an der Kavitätsoberfläche. Im ersten Szenario wird ein variothermer Heizen-Kühlen-Heizen-Zyklus simuliert. Dabei wird ein homogen auf 200 °C temperiertes Werkzeug auf der vari-

otherm temperierten Seite für 500 s aufgeheizt, anschließend für den gleichen Zeitraum abgekühlt und anschließend wieder aufgeheizt. Die Öltemperaturen für die variothermen Temperierkreise liegen dabei basierend auf den Ausführungen in Abschnitt 4.4.1 bei 300 °C für den Heiz- und bei 100 °C für den Kühlschritt. Dieser Ablauf wird in Abbildung 4-25 verdeutlicht.

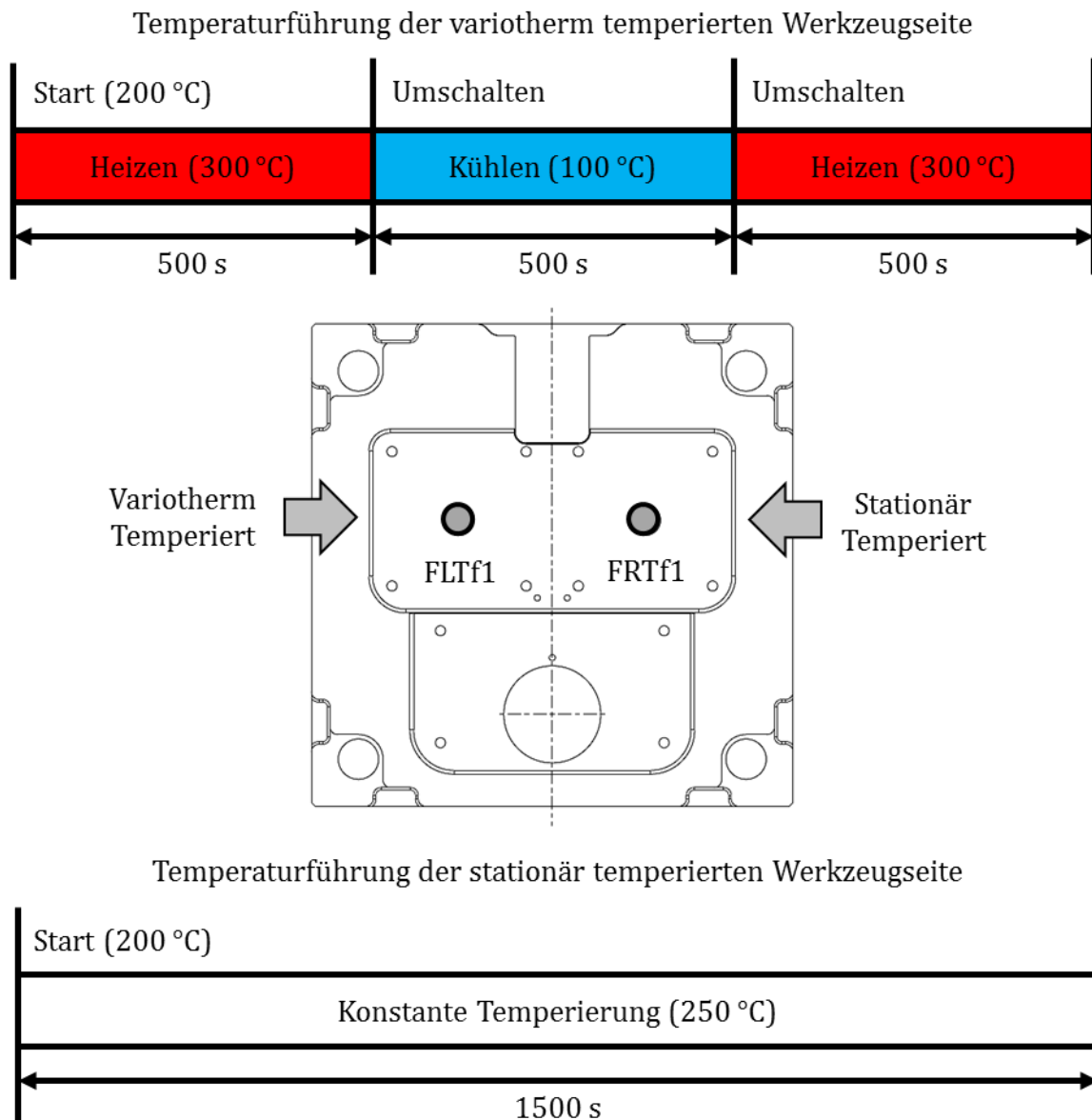


Abbildung 4-25: Schematische Darstellung des variothermen Heizen-Kühlen-Heizen Zyklus für das Zwillingplatten-Versuchswerkzeug, welcher zur Bewertung der Eignung eines Werkzeugmodells für die Variothermie genutzt wird.

Im zweiten Szenario wird ein Kühlzyklus simuliert. Dabei wird ein homogen auf 250 °C temperiertes Werkzeug für 500 s auf der variothermen Seite mit einer Öl-

Temperatur von 100 °C temperiert während auf der stationär temperierten Seite wie im zuvor genannten Szenario eine konstante Öl-Temperatur von 250 °C simuliert wird. Das Schema dieses Zyklus zeigt.

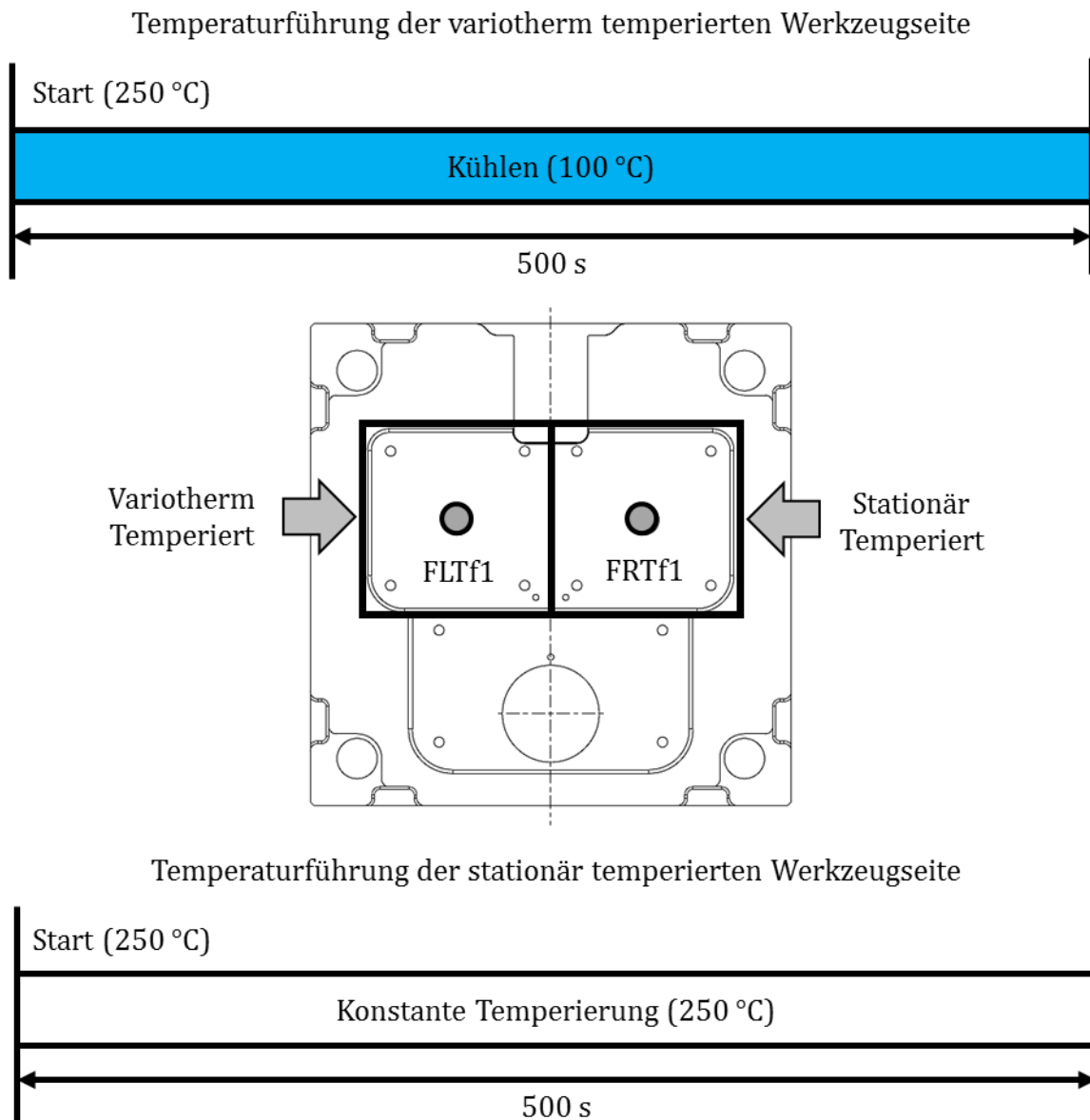


Abbildung 4-26: Schematische Darstellung des Kühlens Zyklus für das Zwillingsplatten-Versuchswerkzeug, welcher zur Bewertung der Eignung eines Werkzeugmodells für die Variothermie genutzt wird.

Im dritten Szenario werden schließlich Gießzyklen simuliert. Die Temperier- und Prozessschritte werden dabei anhand der Ergebnisse aus den vorangegangenen Szenarien aufeinander abgestimmt. Dieses Vorgehen wird später in Kapitel 5 erneut

aufgegriffen, um die Ergebnisse vergleichen und die Wirksamkeit einzelner Maßnahmen gezielt beurteilen zu können.

Der Verlauf der Temperatur an der Messstelle FLTf1 wird für das erste Szenario in Abbildung 4-27 dargestellt. In den folgenden Ausführungen wird, wenn nicht anders spezifiziert immer auf diese Messstelle referenziert. Während des ersten Heizzyklus wird innerhalb von 500 s eine Temperatur von 265 °C erreicht, was einer Erwärmung um 65 °C entspricht. Dies entspricht ca. 88,3 % der Temperatur des Temperiermediums. Währenddessen steigt die Temperatur auf der stationär temperierten Seite an Messstelle FRTf1 auf 220 °C an und liegt damit etwa bei 88 % der Öltemperatur. Die Aufheizgeschwindigkeit steigt während des ersten Heizzyklus innerhalb der ersten 60 s stark, bis zu einem Wert von 0,33 K/s, an und flacht anschließend ab, bis sie einen Wert von durchschnittlich 0,11 K/s erreicht.

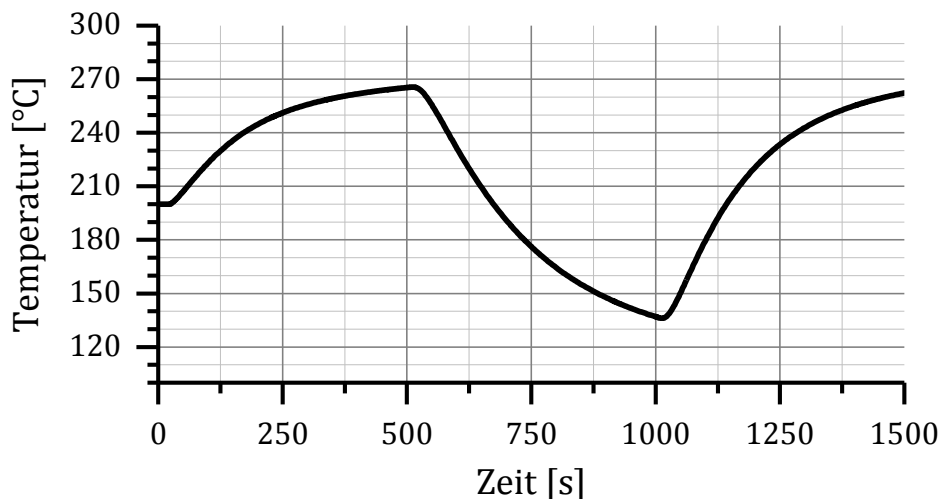


Abbildung 4-27: Simulierter Verlauf der Werkzeugtemperatur am Messpunkt FLTf1 über einen variothermen Heizen-Kühlen-Heizen Zyklus (vgl. Tabelle 10-15) auf der variotherm temperierten Werkzeugseite des Zwillingplatten-Werkzeugs.

Zum Ende des Zyklus wird eine Werkzeugtemperatur von 262 °C erreicht, die variotherme Temperierung ist somit bei den gewählten Randbedingungen in der Lage, aufgeprägte Temperaturänderungen in einem ähnlichen Zeitraum zu egalisieren. Korrespondierend zu der anhand von Abbildung 4-27 gezeigten Entwicklung zeigt Abbildung 4-28 die Entwicklung der Temperaturverteilung zu den Umschaltzeitpunkten der variothermen Temperierung, sowohl für die variotherm als auch für die stationär temperierte Werkzeugseite im direkten Vergleich.

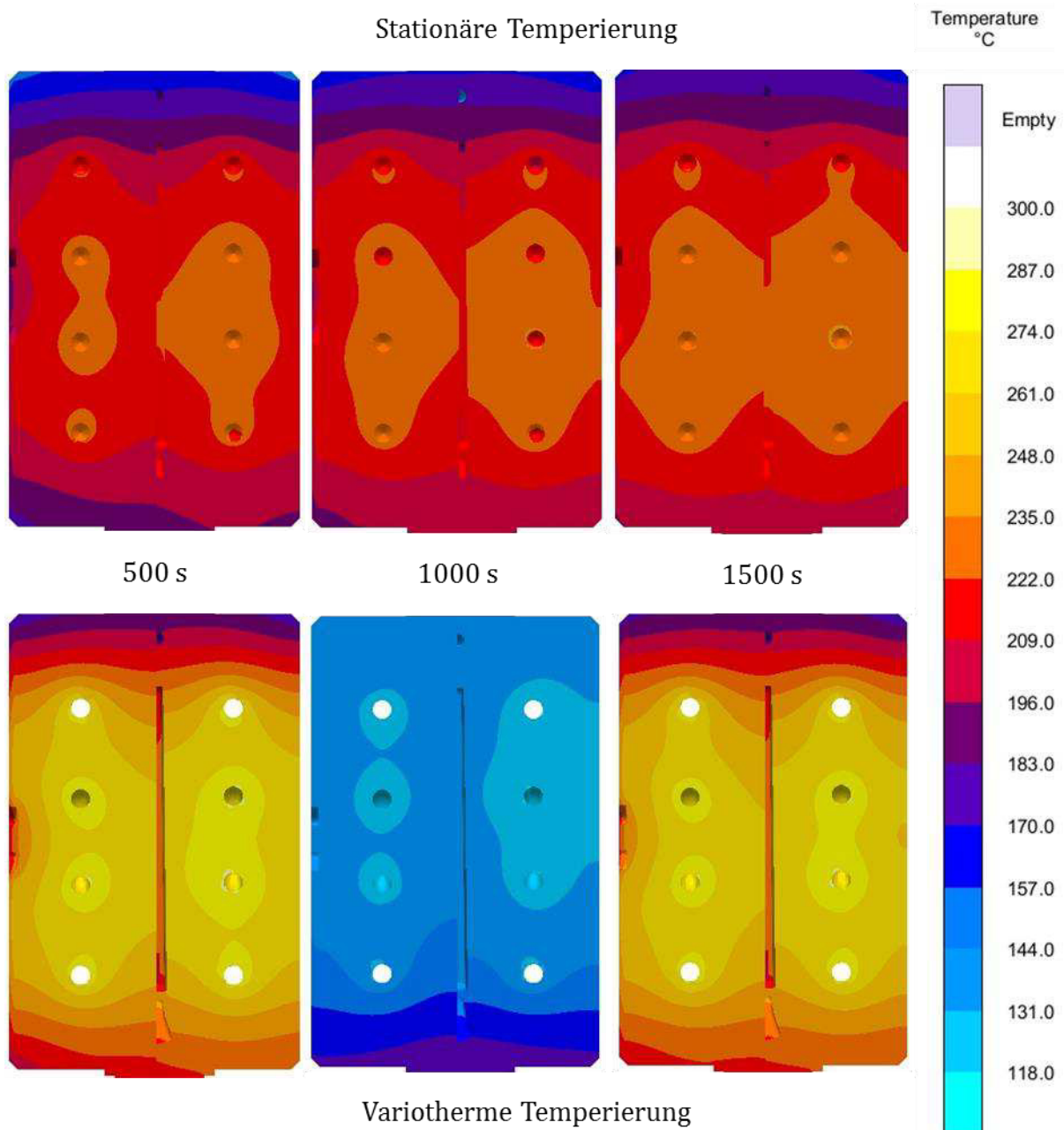


Abbildung 4-28: Simulierte Entwicklung der Temperaturverteilung in beiden Werkzeugseiten des Zwillingplatten-Werkzeugs über einen variothermen Heizen-Kühlen-Heizen Zyklus (vgl. Tabelle 10-15).

Für die Wirtschaftlichkeit des Verfahrens ist letztlich die resultierende Zykluszeit ein entscheidendes Maß. Im Kunststoffspritzguss sind das Erreichen der Schmelz- und der Entformungstemperatur die Kriterien, nach denen die Umschaltunkte definiert werden. Ein ähnliches Vorgehen ist für den Leichtmetall-Druckguss aufgrund der bereits geschilderten Unterschiede nicht möglich. Zur Definition eines Zyklus gibt es daher unterschiedliche Möglichkeiten. Eine Möglichkeit ist es, die Dauer der

Heiz- und Kühlsschritte anhand der ab- bzw. zugeführten Wärmeenergie im Vergleich zu einer stationären Temperierung zu definieren. Eine Weitere ist der Ansatz eines Temperaturdifferenz-Kriteriums. Innerhalb eines Zyklus werden die Umschaltzeitpunkte dabei anhand des Erreichens eines bestimmten Temperaturdeltas zwischen stationär und variotherm temperierter Werkzeugseite festgelegt. Während der erste Ansatz nur für eine reine Zykluszeitoptimierung durch die Variothermie geeignet ist, kann über den zweiten Ansatz neben einer Untersuchung und Optimierung der Zykluszeit auch die gezielte Beeinflussung der thermischen Werkzeugschädigung mit betrachtet werden. Der kürzest mögliche Zyklus wird dabei immer auch unter dem Gesichtspunkt der Reduktion des Thermoschocks bewertet. Aufgrund der besseren Übereinstimmung mit den in Kapitel 2 formulierten Hypothesen und Fragestellungen, wird dieser Ansatz in der vorliegenden Arbeit verfolgt. Die Festsetzung des Kriteriums auf einen Temperaturunterschied von 20 °C zwischen den entsprechenden Messstellen FLTf1 und FRTf1 wurde basierend auf simulativen Voruntersuchungen zur Realisierbarkeit von Temperaturdifferenzen im vorgestellten Zwillingplatten-Versuchswerkzeug festgelegt. Aus den in den in Abbildung 4-25 und Abbildung 4-26 dargestellten Zyklen ermittelten Temperaturverläufen wird daher die Dauer ermittelt, welche erforderlich ist, damit ein Unterschied von 20 °C zwischen variotherm und stationär temperierter Seite an den entsprechenden Messstellen FLTf1 und FRTf1 erreicht wird. Nach dem Heizen, also zum Zeitpunkt der Formfüllung, sollte das Werkzeug dementsprechend heißer, und zum Zeitpunkt des Trennstoffsprühens entsprechend kälter sein. Im vorliegenden Fall ergibt sich die benötigte Heiz-Zeit zu 118,5 s.

Damit werden für die folgenden Arbeiten diese Definitionen verwendet:

- Temperaturdifferenz-Kriterium:
Innerhalb eines Zyklus werden die Umschaltzeitpunkte durch das Erreichen eines bestimmten Temperaturdeltas zwischen stationär und variotherm temperierter Werkzeugseite festgelegt
- 20 °C-Kriterium:
Im Rahmen dieser Arbeit werden 20 C° als das relevante Temperaturdelta für das Temperaturdifferenz-Kriterium definiert und in Kurzform als "20 °C-Kriterium" in der Arbeit verwendet

Da die effektive Kühlwirkung eines Temperiersystems wesentlich von dem Unterschied zwischen Medien- und Werkzeugtemperatur abhängt, ist es wichtig ähnliche Startbedingungen zu schaffen, um vergleichbare Ergebnisse zu erzielen. Da

durch Modifikationen des Werkzeugs, wie etwa das Einbringen einer anderen Temperierkanalgeometrie oder der Einsatz alternativer Materialien, das Aufheizverhalten und damit die Temperaturverteilung zu Beginn der Kühlphase im ersten Szenario voneinander abweichen können, wird der Kühlen-Zyklus zur Bewertung der Kühlwirkung herangezogen. Abbildung 4-29 zeigt den entsprechenden Temperaturverlauf für das bestehende Werkzeug in diesem Szenario. Innerhalb von 500 s fällt die Temperatur um 113,2 °C mit einer durchschnittlichen Kühlrate von 0,21 K/s und einer maximalen Rate von 0,38 K/s zu Beginn des Zyklus. Die Kühlzeit zur Erfüllung des 20 °C Kriteriums lag bei 86 s. Für beide Zyklen zeigt sich, dass das bestehende Werkzeug eine gewisse Trägheit hinsichtlich Temperaturwechseln aufweist. In der vorliegenden Form dauert es 27,3 s, bis eine Temperaturänderung im Temperierkreis eine Temperaturänderung von 1 °C an der Werkzeugoberfläche hervorruft.

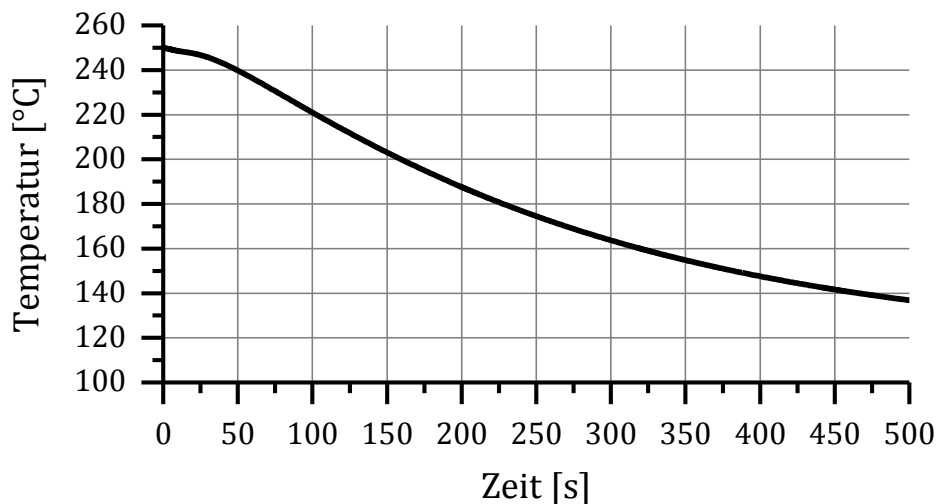


Abbildung 4-29: Simulierter Verlauf der Werkzeugtemperatur am Messpunkt FLTf1 des Zwillingplatten-Werkzeugs über einen Kühlen-Zyklus (vgl. Tabelle 10-15).

Basierend auf den Ergebnissen der ersten zwei Szenarien ergibt sich die Zykluszeit näherungsweise aus der Addition der benötigten Kühl- und Heizzeit, in diesem Fall 204,5 s. Die Umschaltung erfolgt dabei um die Reaktionszeit, hier 27,3 s, versetzt, damit die Temperaturänderung genau zum Zeitpunkt die Werkzeugoberfläche erreichen kann, an dem sie dort benötigt wird. Die anlagenspezifische Verzögerung, welche in Abschnitt 4.4.1 beschrieben wurde, muss dabei in der Simulation nicht mit in die Betrachtung einbezogen werden. Ausgangspunkt ist eine homogene Temperatur von 100 °C im Formrahmen und 200 °C in den Werkzeugeinsätzen

(siehe auch Tabelle 10-15). Auf der stationär temperierten Seite bleibt die Öl-Temperatur konstant bei 250 °C, die Temperaturführung für die variotherm temperierte Seite wird in Abbildung 4-30 erläutert.

Temperaturführung der variotherm temperierten Werkzeugseite

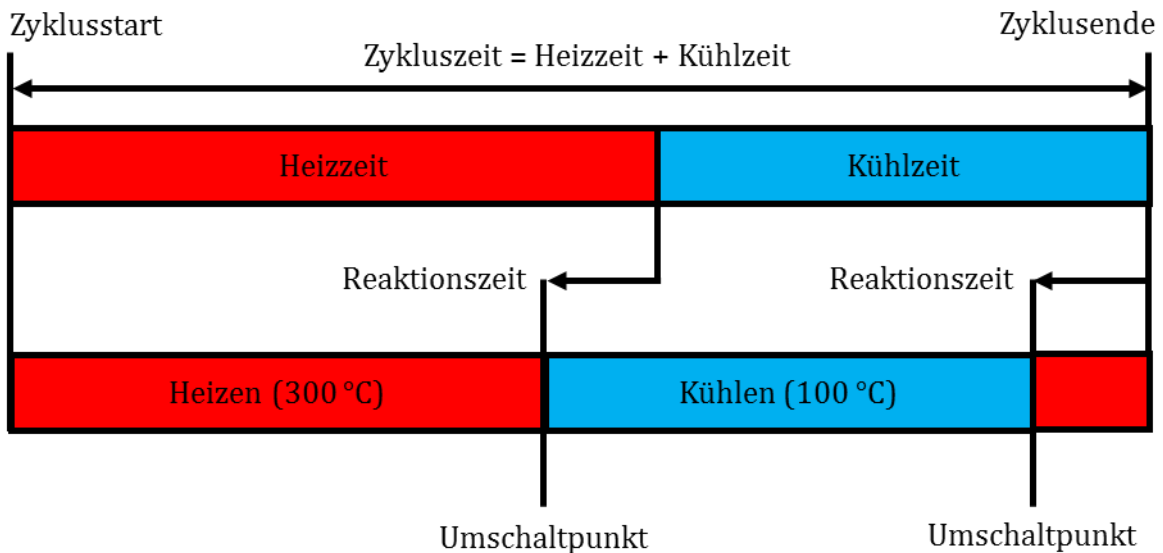


Abbildung 4-30: Schematische Darstellung zur Definition der Temperaturführung auf variotherm temperierten Werkzeugseite für einen Gießzyklus auf Basis des variothermen Heizen-Kühlen-Heizen- und des Kühlen-Zyklus.

Der resultierende Temperaturverlauf ist für beide Werkzeugseiten in Abbildung 4-31 dargestellt. Für den ersten Gießzyklus wurde dabei ein Unterschied von 18 °C zum Zeitpunkt der Formfüllung erreicht, vor Beginn des Sprühprozesses lag die Differenz zwischen den Werkzeugseiten bei 10,8 °C. Diese Werte nehmen kontinuierlich von Zyklus zu Zyklus auf 8 °C ab bzw. auf 17,3 °C im vierten Zyklus zu. Diese Tatsache ist dem Umstand geschuldet, dass es mit den gegebenen Möglichkeiten des verwendeten Solvers derzeit nicht möglich ist, die Prozesszeiten angepasst auf eine variotherme Temperierung zu steuern, wodurch der vorab berechnete Effekt nicht durchgehend aufrecht erhalten werden kann. Für die gewählte Zykluszeit kann eine Beeinflussung der Werkzeugtemperatur aber realisiert werden.

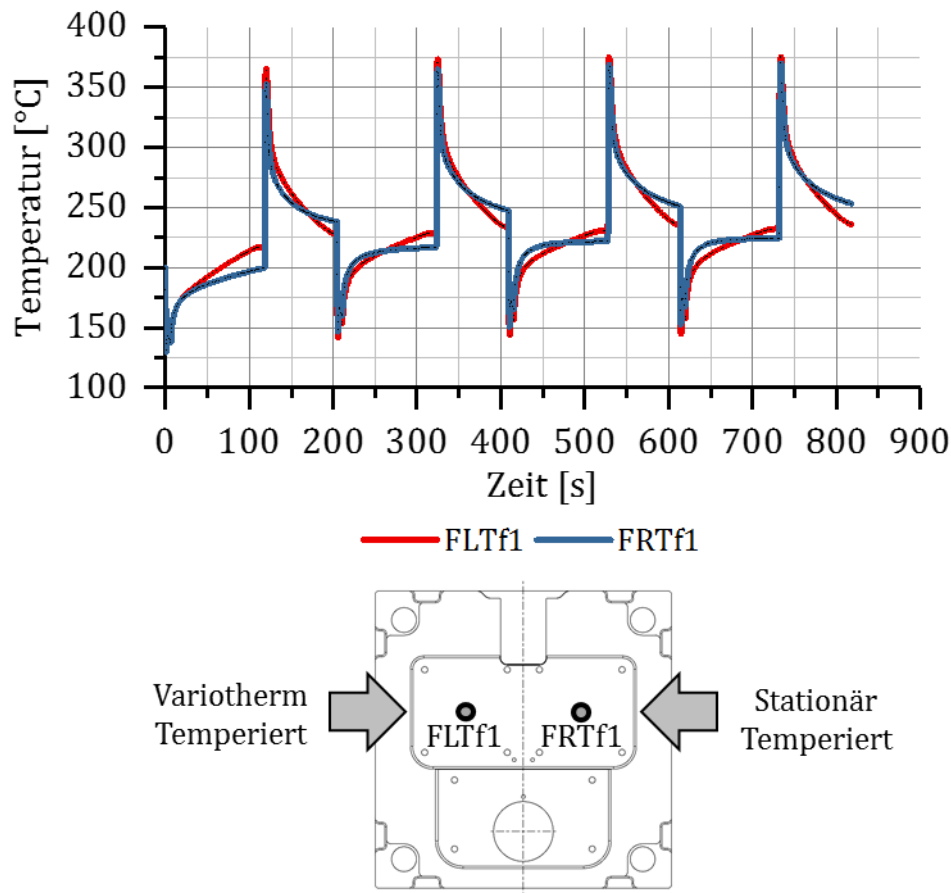


Abbildung 4-31: Simulierter Verlauf der Werkzeugtemperatur am Messpunkt FLTf1 bzw. FRTf1 über vier Gießzyklen (vgl. Tabelle 10-15) für die variotherm und die stationär temperierte Seite des Zwillingsplatten-Werkzeugs.

Im vorliegenden Szenario wird deutlich, dass legt man sowohl für die stationäre, als auch für die variotherme Temperierung die gleiche Zykluszeit zu Grunde, ein deutlich größerer Wärmeein- und -austrag durch den Einsatz von Variothermie möglich ist. Deutlich wird dies durch das Über- bzw. Unterschreiten der Temperaturkurve am Messpunkt FRTf1 (Blaue Kurve in Abbildung 4-31) durch die Temperaturkurve am Messpunkt FLTf1 (Rote Kurve in Abbildung 4-31). Wird jedoch das oben definierte 20 °C-Kriterium als Maßstab für die Prozesssteuerung angelegt, muss die Zykluszeit aufgrund des über die vier Zyklen geringer werdenden Abstandes der Temperaturkurven weiter verlängert werden, um den 20 °C Temperaturunterschied aufrecht erhalten zu können. In der vorliegenden Zykluslänge kann aber bereits ein deutlicher Unterschied im Wärmeein- und -austrag realisiert werden.

Durch die höhere realisierbare Abkühlrate der variothermen Temperierung können jedoch ggf. weitere Änderungen am Prozess ermöglicht werden, welche die

Werkzeugstandzeit positiv beeinflussen. Ein mögliches Szenario ist etwa die Anwendung des Minimalmengensprühens, welches den Wärmeentzug in diesem Prozessschritt weitestgehend ausschließt. Die Auswirkungen eines solchen Vorgehens auf die Werkzeugtemperatur sind in Abbildung 4-32 dargestellt: Während die Werkzeugtemperatur auf der stationär temperierten Seite kontinuierlich ansteigt und über dem Temperaturniveau liegt, welches mit dem Wärmeentzug durch Sprühen einhergeht, bleibt das Temperaturniveau der variotherm temperierten Seite konstanter und könnte, sofern eine entsprechende Zyklen-Steuerung umsetzbar ist, auf dem Niveau ohne Trennstoffsprühen gehalten werden.

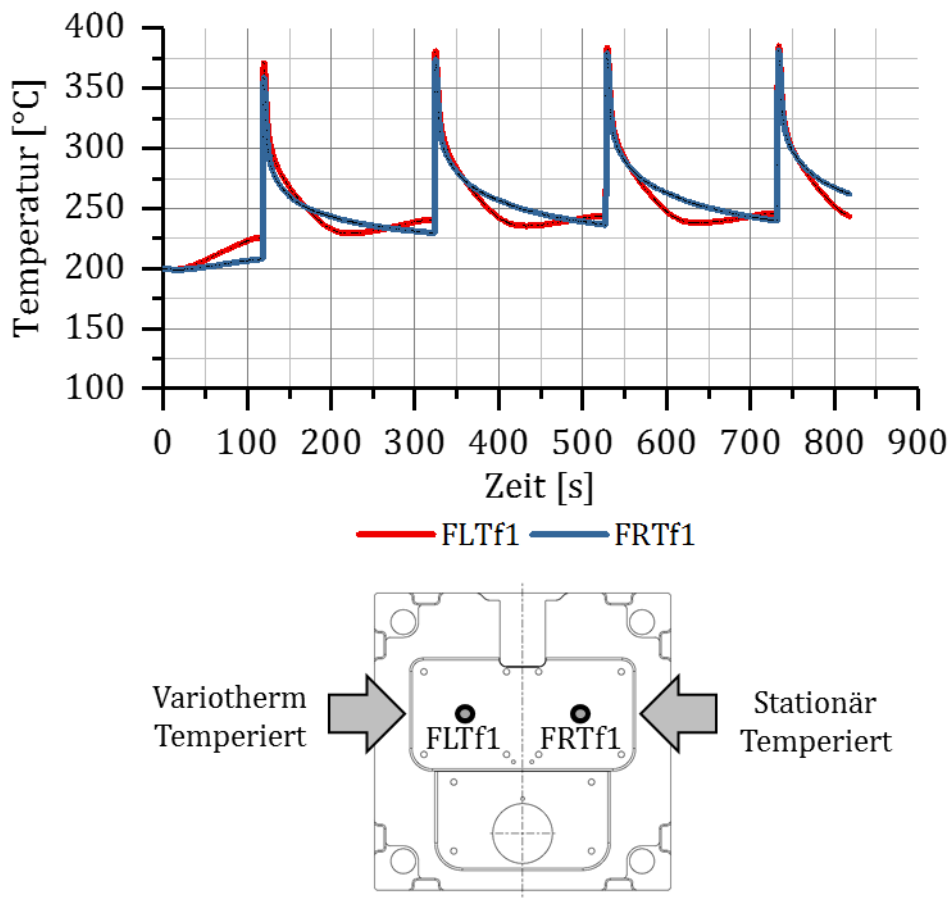


Abbildung 4-32: Simulierter Verlauf der Werkzeugtemperatur am Messpunkt FLTf1 bzw. FRTf1 über vier Gießzyklen (vgl. Tabelle 10-15) für die variotherm und die stationär temperierte Seite des Zwillingplatten-Werkzeugs ohne Trennstoffsprühen.

Die aufgezeigten Szenarien verdeutlichen, dass das Volumen des Wärmetransports durch die Variothermie bereits an einem konventionellen Werkzeug vergrößert werden kann. Die geringen Temperaturunterschiede über einen Zyklus zeigen aber die erwartete Trägheit des vorliegenden Systems, obgleich mit der Umsetzung

von Isolationsstrategien in diesem Werkzeug schon erste Verbesserungen erzielt worden sein dürften. Die konkreten Auswirkungen dieser Isolierungen werden in Abschnitt 5.2 näher quantifiziert werden. Festzuhalten ist, dass unabhängig davon, ob mit oder ohne Sprühen eine Verlängerung der Zykluszeit erforderlich ist, um eine temperaturdifferenzgesteuerte, variotherme Temperierung in den Prozess zu implementieren.

4.5. Zwischenfazit

Die vorgestellten Ergebnisse geben einen umfassenden Eindruck von den Charakteristika des zu untersuchenden Werkzeugs und der zur Verfügung stehenden Prüf- und Messtechnik. Die Ergebnisse der Parameterstudie im Hinblick auf den thermischen Haushalt, die Gussteilqualität und die Überprüfung der Eignung des Werkzeugs für den variothermen Betrieb zeigen bereits deutliche Tendenzen im Hinblick auf die in Kapitel 2 formulierten Fragestellungen und Grundhypothesen auf (siehe auch Tabelle 4-5). Unter Betrachtung der Ergebnisse zum Parametereinfluss und zur Variothermie wird deutlich, dass eine Auswirkung der Variothermie auf die untersuchten Qualitätsmerkmale am Gussteil im Druckguss nicht zu erwarten ist. Dafür sprechen zum einen der geringe Einfluss des Faktors Werkzeugtemperatur und die langsame Ansprechzeit der variothermen Temperierung für den betrachteten Werkzeugaufbau. Eine Verbesserung der Temperierpräzision ist aufgrund des trägen Ansprechverhaltens des für eine stationäre Temperierung ausgelegten Werkzeugs nicht festzustellen. Unter Anwendung des 20 °C-Kriteriums konnte auch eine Verbesserung der Zykluszeiten nicht erreicht werden. Anhand des variothermen Heizen-Kühlen-Heizen- und des Kühlen-Zyklus konnte jedoch gezeigt werden, dass eine Beschleunigung der Wärmezufuhr und abfuhr durch eine variotherme Temperaturführung im Vergleich zu einer stationären auch bereits für dieses Werkzeugmodell möglich ist. Die Tatsache, dass das untersuchte Werkzeug rein für eine stationäre Temperierung entworfen worden ist, macht es erforderlich zu ergründen, inwiefern in diesem Bereich Verbesserungen möglich sind. Sofern sich der Transport von Wärme zwischen Werkzeug und Temperiermedium weiter verbessern lässt, ist auch eine Verkürzung der Zykluszeiten unter Anwendung des definierten 20 °C-Kriteriums möglich. Die Ausführungen in Kapitel 3 bezüglich der Optimierungsmaßnahmen rund um die Variothermie im Kunststoff Spritzguss lassen hier auf umfangreiche Möglichkeiten schließen.

Tabelle 4-5: Aktuelle Einordnung der Grundhypothesen.

Grundhypothesen	Status
<p>Grundhypothese 1: Der Druckgießprozess kann durch den Einsatz von variothermer Temperiertechnik im Hinblick auf Temperierpräzision verbessert und die Zykluszeit verkürzt werden.</p>	Falsifiziert
<p>Grundhypothese 2: Eine variotherme Temperierung kann dazu beitragen, die Werkzeugstandzeit zu erhöhen, indem die Temperaturen im Werkzeug besser an die Gegebenheiten im Prozess angepasst werden.</p>	Offen
<p>Grundhypothese 3: Der Werkzeugbau in der aktuellen Form ist für eine variotherme Temperierung nicht ideal, Verbesserungsmaßnahmen können hier Abhilfe schaffen und bergen gleichzeitig Potential für konventionelle Fluid-Temperierungen.</p>	Teilweise Verifiziert
<p>Grundhypothese 4: Variotherme Temperierungen können die Grenzen des Prozesses im Hinblick auf die Fertigung hybrider Bauteile aus Aluminium und Kunststoff im Druckgussverfahren erweitern und neue Produktgruppen erschließen.</p>	Offen

Wichtige Schlussfolgerungen lassen sich für die Bewertungsroutine und die numerische Betrachtung des Problems ziehen. Da der Einfluss auf das Gussteil durch die Temperierung auf den einzelnen Zyklus bezogen als sehr gering zu bewerten ist, kann eine explizite Betrachtung des Gusses zunächst entfallen, da die Änderungen im Temperaturhaushalt des Werkzeugs selbst in diesem Kontext die eindeutig wichtigere Beobachtungsgröße sind. In Abschnitt 4.3 wurde für einzelne Aspekte bereits auf die Bedeutung für die numerische Simulation hingewiesen. Zusammenfassend kann festgehalten werden, dass eine experimentelle Prozess-Parameterstudie bei der Betrachtung der Temperierung in diesem Stadium nicht notwendig ist, da der Einfluss des restlichen Prozesses auf die Temperierung als gering einzuordnen ist. Erhobene Messwerte ergänzen und verfeinern zudem die Randbedingungen für das Simulationsmodell und erlauben eine simulativ begründete Argumentation.

Im folgenden Kapitel soll auf Basis der gewonnenen Erkenntnisse die Frage nach Optimierungspotenzialen in der Werkzeuggestaltung im Hinblick auf die variotherme Prozessführung anhand des vorgestellten Werkzeugs im Mittelpunkt stehen. Die verlängerte Zykluszeit, welche bisher für eine variotherme Prozessführung anhand eines 20 °C-Temperaturdifferenzkriteriums benötigt wird (vgl. Abschnitt 4.4),

zeigt deutlich, dass in diesem Bereich ein wichtiges Arbeitsfeld im Hinblick auf flexible Temperierungen liegt.

5. Untersuchungen zur Steigerung der Adaptivität von Temperiersystemen

Aufbauend auf den Erkenntnissen und den für die Simulation präzisierten Start- und Randbedingungen aus Kapitel 4 werden im folgenden Kapitel Modifikationen des bestehenden Werkzeugkonzeptes des Versuchswerkzeugs Zwillingsplatte mit Hilfe numerischer Simulationen untersucht. Diese Simulationen zum Zwillingsplattenwerkzeug werden zum Teil ergänzt durch weitere spezifische Versuchsaufbauten, welche gezielt für Experimente und Simulationen eingesetzt werden. Dabei werden die Maßnahmen für sich genommen, aber auch im Zusammenhang mit dem Zwillingsplatten-Versuchswerkzeug, betrachtet. Die Auswahl der getroffenen Maßnahmen erfolgte anhand der Kriterien für eine effiziente variotherme Temperierung, welche in Kapitel 3 vorgestellt wurden. Dabei wurden die Bereiche Temperierkanal-Geometrie und Reduktion der thermischen Masse als die wichtigsten Betätigungsfelder identifiziert. Es gilt dabei, die Erkenntnisse aus der Spritzguss-Forschung zu nutzen und für den Druckguss realisierbare Konzepte abzuleiten. Diese werden anschließend hinsichtlich ihres Potenzials im Hinblick auf den Einsatz der Variothermie am Versuchswerkzeug überprüft. Abschließend werden die Maßnahmen, auch kombiniert, hinsichtlich der erreichbaren Performance-Verbesserung im Hinblick auf die Grundhypothesen, die Fragestellungen und auf die Adaptivität der resultierenden Temperierung bewertet.

Im Laufe des Kapitels werden einige Untersuchungen anhand von Versuchsaufbauten durchgeführt, welche nicht der in Abschnitt 4.1 vorgestellten Konfiguration entsprechen. Für diese Versuchsstände werden der Aufbau und die Nomenklatur jeweils im betroffenen Teilabschnitt erläutert. Eine Übersicht über die in den einzelnen Unterkapiteln genutzten Versuchsaufbauten und betrachteten Zyklen ist im Anhang zu finden (siehe Tabelle 10-16). Am Ende der jeweiligen Versuchsreihen steht stets die Adaption der gewonnenen Erkenntnisse auf das in Abschnitt 4.1 vorgestellte Versuchswerkzeug Zwillingsplatte. Die Werkzeugmodelle welche im Zuge dieses Kapitels entwickelt werden sind Tabelle 5-1 zu entnehmen.

Tabelle 5-1: Simulativ untersuchte Werkzeugmodelle des Versuchswerkzeugs Zwillingsplatte.

Modell-Nr.	Temperier-Geometrie	Isolierung	Topologie-Optimierung	Material
1	Konventionell	Nein	Nein	1.2343
2	Konventionell	Nein	Nein	HTCS
3	Konventionell	Nein	Nein	Anviloy
4	Konventionell	Ja	Nein	1.2343
5	Konventionell	Ja	Nein	HTCS
6	Konventionell	Ja	Nein	Anviloy
7	Konturnah	Ja	Nein	1.2343
8	Konturnah	Ja	Nein	HTCS
9	Konturnah	Ja	Nein	Anviloy
10	Konturnah	Ja	Ja	1.2343
11	Konturnah	Ja	Ja	HTCS
12	Konturnah	Ja	Ja	Anviloy

Die Definition bzw. Erläuterung, welche Geometrie bspw. mit der Temperier-Geometrie *Konturnah* gemeint ist, erfolgt in den Unterkapiteln, in welchen das entsprechende Werkzeugmodell entwickelt wird.

5.1. Adaption der Temperierkanalgeometrie

Die Geometrie der Temperierkanäle, ihre Ausgestaltung und Lage in Relation zur Gusskavität beeinflussen den Wärmefluss im Werkzeugeinsatz entscheidend und bieten aufgrund dieses Umstandes ein vielversprechendes Forschungsfeld hinsichtlich der Steigerung der Flexibilität von Temperiersystemen. Heute verwendete Temperierkanäle sind oft stark von den Restriktionen konventioneller, subtraktiver Fertigungsverfahren geprägt. Dieser Umstand könnte in Zukunft durch den Einsatz additiver Fertigungsverfahren zunehmend an Bedeutung verlieren. Im folgenden Abschnitt soll das Verbesserungspotenzial im Hinblick auf beide Fertigungsverfahrensnäher untersucht werden. In Abschnitt 5.1.1 wird mit dem Einzelplatten-Werkzeug ein weiteres Versuchswerkzeug für die kritische Betrachtung der in Kapitel 3 formulierten Gestaltungsregeln für die konventionelle Werkzeugfertigung genutzt. Darauf folgend werden in Abschnitt 5.1.2 die potenziellen Vorteile der ad-

ditiven Fertigung bzw. der konturnahen Kühlung im Hinblick auf das bereits umfassend vorgestellte Zwillingssplatten-Werkzeug analysiert. Auf diese Weise werden im Vergleich zu den möglichen Anpassungen in Bezug auf die konventionelle Fertigung weitere Freiheiten bei der Gestaltung genutzt.

5.1.1. Konventionelle Gestaltungsrichtlinien

Das Einbringen von Langlochbohrungen, welche anschließend entsprechend der gewünschten Endgeometrie des Temperierkanals wieder verschlossen werden, ist heute der dominierende Fertigungsprozess für die Herstellung von temperierbaren Werkzeugeinsätzen. In Abschnitt 3.3.1 wurden im Hinblick auf derartige Temperiersysteme bereits ausführlich entsprechende Gestaltungsrichtlinien, wie sie etwa Abbildung 3-8 zeigt, vorgestellt. Diese Richtlinien werden immer wieder von Autoren zitiert. Die Hintergründe für die empirisch ermittelten Handlungsempfehlungen lassen sich aber nicht ermitteln. Aufgrund der Praxisnähe der zitierten Quellen ist davon auszugehen, dass es sich bei den vorgestellten Regeln um Best-Practice-Lösungen aus der betrieblichen Praxis handelt, welche die Standfestigkeit der Werkzeuge implizit in die Auslegung einer möglichst homogenen und effizienten Temperierung mit einfließen lassen. Dies hat möglicherweise zur Folge, dass diese Gestaltungsrichtlinien Kompromisse im Hinblick auf die Adaptivität des Temperiersystems zur Folge haben. Im folgenden Abschnitt wird daher die Eignung der existierenden Richtlinien an einem geometrisch sehr einfachen Gussteil analysiert.

Der Versuchsaufbau

Das für die folgende Studie verwendete Werkzeug wird ebenfalls für die Herstellung einer Plattengeometrie eingesetzt. Die Platte hat in diesem Fall eine konstante Wandstärke von 3 mm, ist 280 mm lang und 200 mm breit. Das Anforderungsprofil an die Gestaltung des Temperiersystems ist somit sehr ähnlich zum bisher untersuchten Zwillingssplatten-Werkzeug. Aufgrund der konstanten Wandstärke stellt es aber eine weitere Vereinfachung dar, welche sich gut zur Überprüfung der Gestaltungsrichtlinien eignet. Tatsächlich entspricht die gewählte Geometrie fast zur Gänze der für die Veranschaulichung der Abstände genutzten Grafiken (vgl. Abbildung 3-8). Die Einsätze des Werkzeugs sind 80 mm stark bei einer Länge von 390 mm und einer Breite von 346 mm. Die Einsätze verfügen über vier Kanäle, welche durch eine Verschlauchung miteinander zu einem durchgehenden Temperierkanal verbunden werden. Der Abstand von Kanalmitte zu Kavitätsoberfläche a liegt bei 42 mm. Die Kanäle verfügen über einen Durchmesser von 15 mm und sind in einem Abstand b von 90 mm zueinander angeordnet. Beide Werkzeughälften sind in Abbildung 5-1 zu sehen. Die Aussparungen im Bereich des Formrahmens, je vier

auf beiden Seiten pro Werkzeughälfte, dienen der Medienzuführung. Die restlichen Komponenten dieses Versuchswerkzeugs entsprechen dem allgemein üblichen Aufbau, wie er in Abschnitt 3.2 beschrieben wurde.

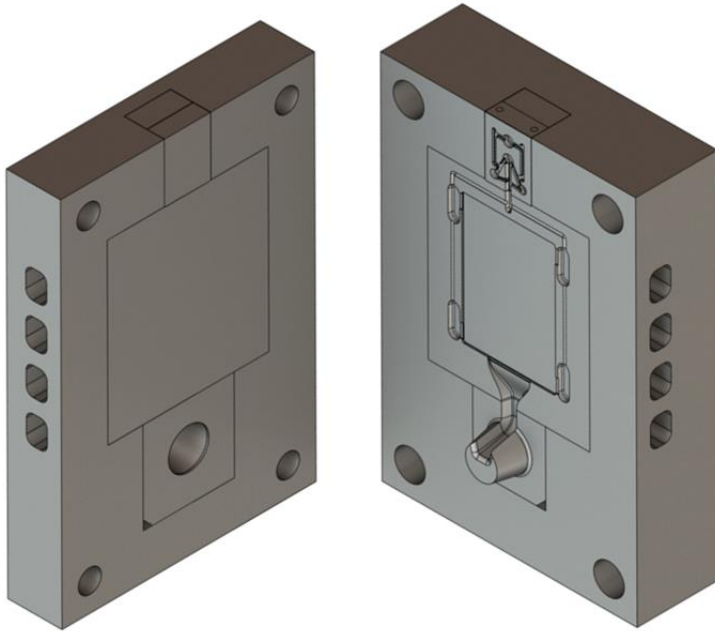


Abbildung 5-1: Versuchswerkzeug Einzelplatte für die Studie zu konventionellen Gestaltungsrichtlinien für Temperierkanäle.

Zur Bewertung der Performance des Temperier-Konzeptes werden in dieser Studie Aufheizversuche durchgeführt, bei denen die bewegliche Formhälfte mit einer konstanten Öl-Temperatur von 250 °C aufgeheizt wird (siehe auch Tabelle 10-17). Die Temperatur des Temperiermediums wird am Temperiergerät erfasst. Die Temperatur des Werkzeugs wird parallel sowohl mit Hilfe einer Thermografie-Kamera als auch einem Kontaktthermoelement überwacht. Die Kamera wird in einem Abstand von 1,5 m zur Werkzeughälfte aufgebaut. Zur Steigerung der Messgenauigkeit der Thermografie wird das Werkzeug mit Hilfe eines Graphitsprays vor Beginn der Versuche geschwärzt. Die Messung über Thermoelement erfolgt, um ergänzend zur flächigen Aufnahme durch die Kamera das gemessene Temperaturniveau zu verifizieren. Um die Temperaturverteilung im Werkzeugeinsatz mittels Thermografie bestmöglich aufnehmen zu können, kann das Werkzeug aufgrund der beengten Platzverhältnisse nicht auf der Gießmaschine montiert werden. Die Formhälfte steht daher während der Versuche auf einer freien Fläche, wodurch mit einer gewissen Veränderung des Systems der Wärmeabfuhr aus dem Werkzeug zu rechnen ist. Die Zuleitungen vom Temperiergerät zum Werkzeug sind in diesem Aufbau acht Meter lang. Es handelt sich dabei vom Typ her um die gleichen Schlauchleitungen,

welche schon in den Experimenten in Kapitel 4 verwendet wurden. Aufgrund des Aufstellortes müssen diese aber verlängert werden.

Bei der Bewertung geht es darum, sowohl die Homogenität als auch die Geschwindigkeit des Aufheizvorgangs bei den gewählten Abständen der Temperierkanäle zu verifizieren. Die auf diese Weise gewonnenen Daten werden anschließend zum Aufbau eines passenden Simulationsmodells genutzt, welches für die Ermittlung möglicher Verbesserungspotenziale dient.

Bestandsaufnahme der Temperier-Performance

Die Aufheizphase des Werkzeugs zeichnet sich durch eine zunächst relativ schnelle Erwärmung des Einsatzes ab, welche danach zusehends abflacht und schließlich in ein stabiles Niveau einmündet. Abbildung 5-2 zeigt Thermografie-Aufnahmen des Werkzeugeinsatzes in der beweglichen Formhälfte. Zu erkennen ist, dass der Aufheizvorgang nach 75 Minuten weitestgehend abgeschlossen ist. Bis zum Ende der Messungen nach fünfeinhalb Stunden steigt die Temperatur in der Plattenmitte nur noch um weitere 10 °C auf dann 185,8 °C an. Diese Temperaturen beziehen sich dabei auf die Thermoelement-Messungen, die Thermografie-Messungen weichen im Mittel um 12 °C nach unten ab. Da dieser Unterschied über die aufgezeichneten Messpunkte hinweg konstant ist, können die Aufnahmen trotzdem vorbehaltlos für die Beurteilung der Homogenität der Temperaturverteilung genutzt werden. Die maximal gemessene Temperaturdifferenz der Werkzeugoberfläche in der Kavität nach 5,5 h liegt bei 9,5 °C. Bei genauerer Betrachtung fällt zudem auf, dass die Position der Temperierkanäle im Wärmebild sichtbar ist.

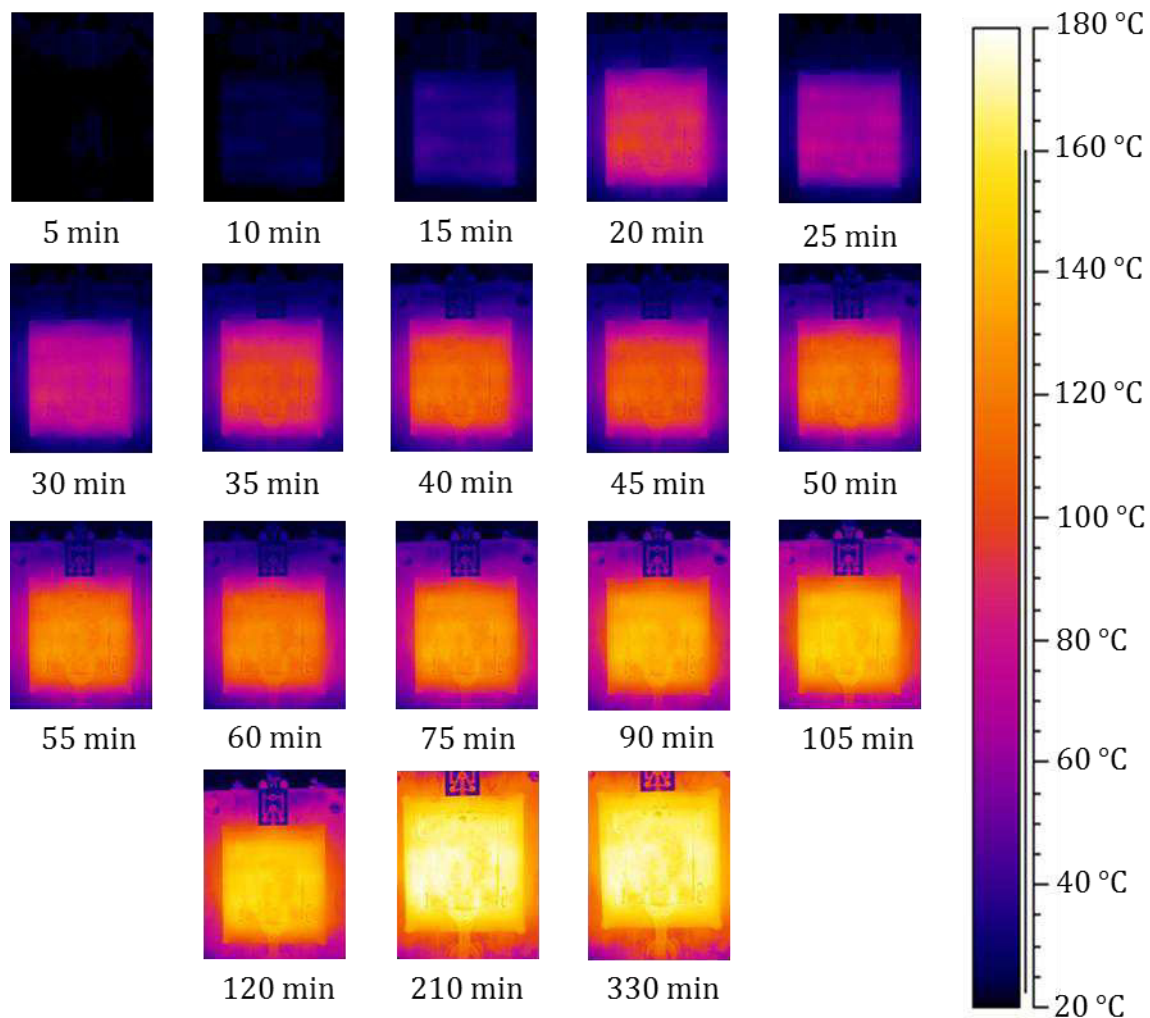


Abbildung 5-2: Thermografieaufnahmen des Werkzeugs über einen experimentellen Aufheizvorgang (siehe Tabelle 10-17) des Einzelplatten-Werkzeugs hinweg.

Auffällig ist die Tatsache, dass die maximal erreichbare Temperatur der Werkzeugoberfläche deutlich unterhalb der eingestellten Medien-Temperatur liegt, was auch durch eine Aufheizzeit von mehr als fünf Stunden nicht beeinflusst wird. Da die Temperaturen innerhalb der letzten zwei Messstunden in der Mitte der Kavität lediglich um 2,8 °C angestiegen sind, kann davon ausgegangen werden, dass dieser Umstand nicht mit einer zu früh unterbrochenen Aufheizung in Verbindung zu bringen ist. Vielmehr sind die auftretenden Temperaturverluste am Werkzeug gravierend. Mögliche Ursachen sind die mit acht Metern übermäßig langen Zuleitungen, aber auch die Aufstellung der Werkzeughälfte auf einer freien Fläche, welche zu Gunsten einer idealen Positionierung der Wärmebildkamera gewählt worden war. Die Wärmeverluste dürften im eingebauten und geschlossenen Zustand geringer ausfallen. Die Messwerte legen aber die Vermutung nahe, dass der Abstand der

Temperierkanäle von der zu temperierenden Oberfläche zu groß ist. Dass auch die Abstände der Kanäle zueinander Verbesserungspotenzial aufweisen, legen die Bereiche tieferer Temperaturen zwischen den Temperierkanälen an der Oberfläche nahe, welche in der Wärmebildaufnahme zu sehen sind.

Studie zu konventionellen Gestaltungsrichtlinien für Temperierkanäle

Die im Folgenden vorgestellte Studie befasst sich mit der Validierung bzw. Falsifizierung der Gestaltungsrichtlinien im Hinblick auf das Einzelplatten-Versuchswerkzeug. Dabei sollen zwei Fragen geklärt werden: zum einen, inwiefern es möglich ist das Ergebnis unter Nicht-Berücksichtigung der Richtlinien zu verbessern, und zum anderen die Frage, ob den Regeln der Anspruch auf größtmögliche Homogenität und Effizienz zugrunde liegt oder Erfahrungen aus dem praktischen Betrieb eine große Rolle einnehmen. Zu diesem Zweck wird ein Versuchsplan aufgestellt, welcher die Parameter *Abstand Kanal-Kavität* a und *Abstand Kanal-Kanal* b variiert. Zur Bewertung wird der in Abbildung 5-3 und Tabelle 10-17 beschriebene Zyklus verwendet.

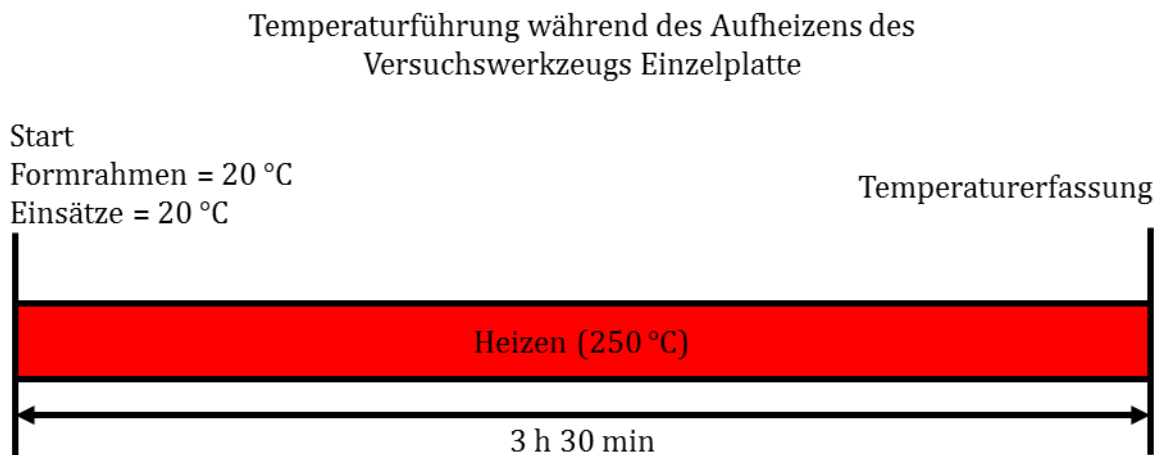


Abbildung 5-3: Schematische Darstellung des simulierten Aufheiz-Zyklus für das Einzelplatten-Versuchswerkzeug, welcher zur Bewertung der Temperierkanalanordnung in der Studie zu konventionellen Gestaltungsrichtlinien für Temperierkanäle genutzt wird.

Der Durchmesser der Kanäle d wird auf dem aktuellen Stand bei konstant 15 mm gehalten. Zur Bezeichnung der Parameter siehe auch Abbildungen 3-8 und 5-5. Parameter a wird vom Ausgangszustand in 5 bzw. 10 mm Schritten bis zur Untergrenze von 15 mm ($1 \cdot d$) variiert. Für b liegt der Ausgangszustand deutlich außer-

halb der Empfehlungen ($6 \cdot d$), dieser Zustand ist angesichts der Messergebnisse erkennbar nicht ideal. Da mit der Annäherung der Kanäle an die Kavität ein eher geringer Abstand zwischen den Kanälen als ideal anzunehmen ist, wird b von 60 mm ($4 \cdot d$) bis auf 22,5 mm ($1,5 \cdot d$) variiert. Die Einstellung für $b=4 \cdot d$ ist dabei wie der Ausgangszustand außerhalb der Empfehlungen und dient als äußerer Grenzwert der Betrachtung. Für die Studie werden zunächst immer vier Kanäle entsprechend der Parameter zueinander angeordnet. Diese Anzahl reicht aus, um lokal aufgelöst die Effekte und Phänomene anhand der beiden mittleren Kanäle zu beurteilen. Abbildung 5-4 zeigt die Resultate der Simulationsstudie hinsichtlich der Temperaturverteilung.

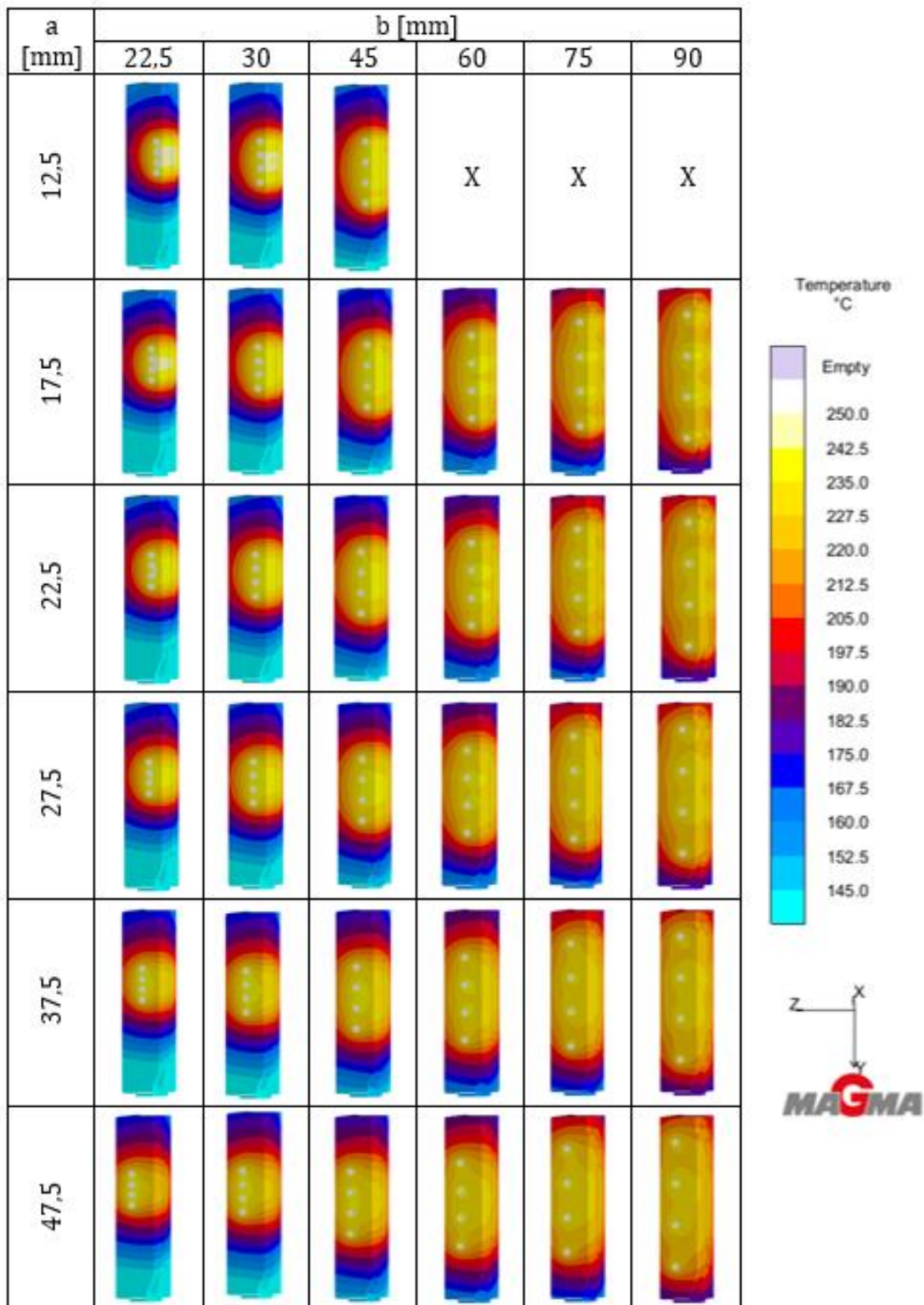


Abbildung 5-4: Simulierte Temperaturverteilung für die untersuchten Parameterkombinationen für das Einzelplatten-Werkzeug im Zuge der Studie zu konventionellen Gestaltungsrichtlinien für Temperierkanäle.

Anhand der erreichten Maximaltemperatur T_{Max} an der Werkzeugoberfläche und der ermittelten Temperaturdifferenz an der Oberfläche lässt sich dieser Eindruck auch quantifizieren. Die Temperaturdifferenz errechnet sich dabei aus der Oberflächen-Temperatur oberhalb des zweiten Kanals von links T_{Max} und der Oberflächen-Temperatur zwischen den beiden mittleren Kanälen T_{Ref} nach einer Aufheizdauer von 3,5 Stunden. Abbildung 5-5 zeigt die Lage der Messpunkte bezogen auf die Anordnung der Temperierkanäle und der Kavitätsoberfläche.

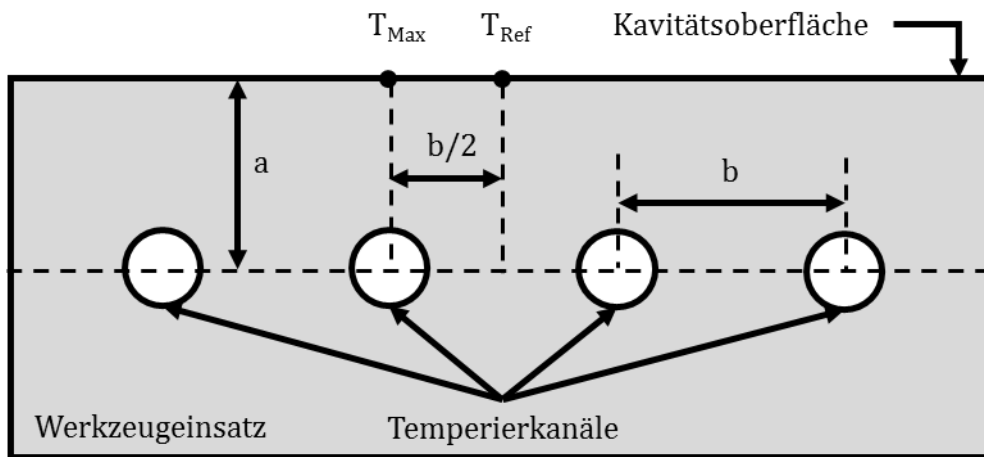


Abbildung 5-5: Lage der Messpositionen relativ zur Lage der Temperierkanäle für die simulative Studie zu konventionellen Gestaltungsrichtlinien für Temperierkanäle anhand des Einzelplattenwerkzeugs.

Die Ergebnisse für die Entwicklung der Maximaltemperatur zeigt Abbildung 5-6.

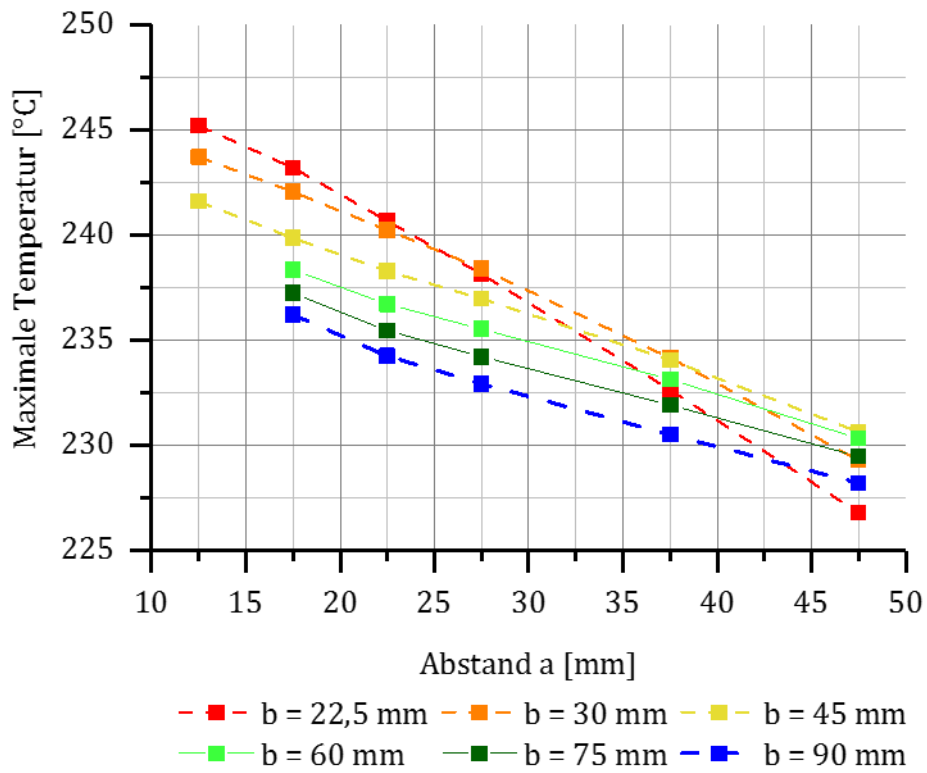


Abbildung 5-6: Simulierte Entwicklung der maximalen Temperatur an der Werkzeugoberfläche am Messpunkt T_{Max} des Einzelplatten-Werkzeugs für ausgewählte Parameterkombinationen.

Die Ergebnisse für die Temperaturdifferenz zeigt Abbildung 5-7.

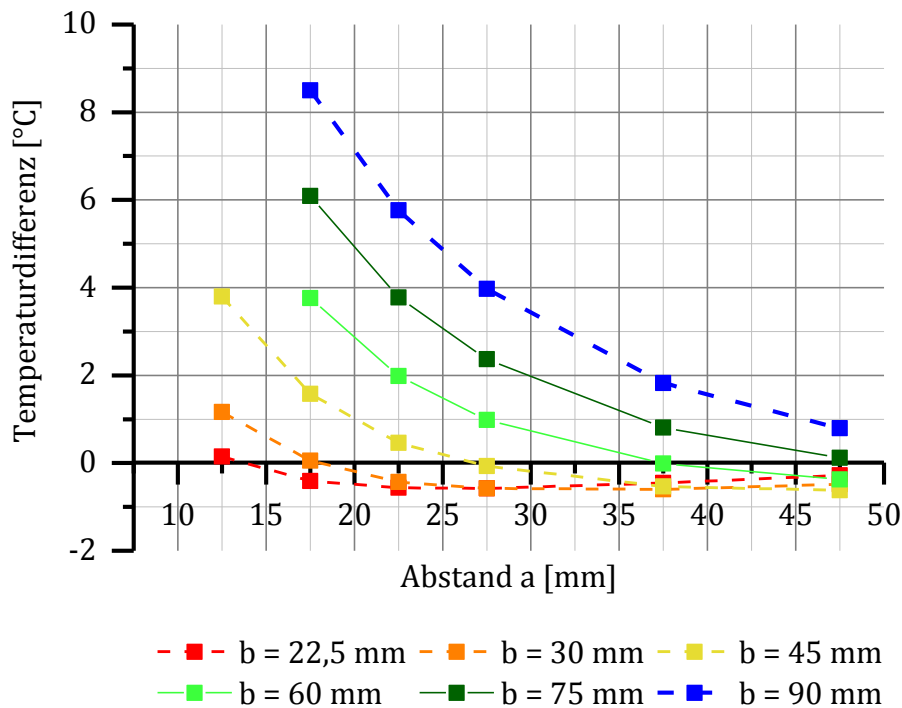


Abbildung 5-7: Simulierte Entwicklung der Temperaturdifferenz zwischen den Messpunkten T_{Max} und T_{Ref} an der Oberfläche des Einzelplatten-Werkzeugs für ausgewählte Parameterkombinationen.

Die höchste Temperatur wurde mit 245,2 °C bei der Kombination $a=12,5$ mm und $b=22,5$ mm ermittelt. Dies ist aufgrund der in diesem Fall maximalen Nähe der Kanäle zur Kavität und der maximalen Nähe der Kanäle zueinander auch erwartbar. Schon an diesem einfachen Beispiel zeigt sich jedoch, dass eine Auslegung allein anhand dieses Kriteriums als kritisch zu sehen ist: zum einen wäre die resultierende Anzahl der Temperierkanal-Bohrungen in diesem Fall sehr groß, zum anderen würde es im Falle der beweglichen Formhälfte zu einer Kollision der Kanäle mit den tiefer ausfallenden Kavitätsbereichen der Überlaufbohren kommen. Die geringste Temperaturdifferenz entfällt auf die Kombinationen $a=17,5$ mm und $b=30$ mm, sowie $a=27,5$ mm und $b=45$ mm und $a=37,5$ mm und $b=60$ mm. Es zeigt sich, dass es für jeden Abstand a einen korrespondierenden Idealabstand b gibt, für den die Temperaturverteilung ihr höchstes Maß an Homogenität erreicht und der Unterschied zwischen Maximal- und Referenztemperatur nahe Null liegt. Für $a > 60$ mm liegt dieser jedoch außerhalb des Versuchsbereichs. Die Kombination, welche bei sicherer Umsetzbarkeit eine maximale Temperatur mit einer maximalen Homogenität gewährleistet, ist folglich für $a=17,5$ mm und $b=30$ mm gegeben. Dies berücksichtigt

jedoch nicht die tiefer liegenden Bereiche der Kavität, in welchen sich die Überlaufbohlen befinden. Um hier eine Kollision zu vermeiden, muss für ein realisierbares Modell auf $a=27,5$ mm und $b=30$ mm zurückgegriffen werden, was eine geringfügige Verschlechterung der Homogenität hervorruft. Bereits hier wird die Problematik einer allgemeingültigen Auslegungsmethodik für kavitätsnahe Kanäle deutlich.

Für ein Bauteil dieser Gestalt liegen die Empfehlungen bei a von $2 \cdot d$ bis $3 \cdot d$ und für b bei maximal $3 \cdot d$. Die durchgeführte Studie legt nahe, dass diese Empfehlungen auch aus rein thermischen Gesichtspunkten sinnvoll sind, wenngleich a nach Möglichkeit am unteren Ende des Spektrums liegen sollte, um Medien- und Oberflächentemperatur näher zusammen zu bringen und so die Effizienz des Temperiersystems zu steigern. Als am treffendsten hat sich die Empfehlung erwiesen, a und b ungefähr gleich groß zu wählen. Die größere Kavitätsnähe bringt jedoch auch Hindernisse mit sich, welche im folgenden Abschnitt verdeutlicht werden sollen.

Kritische Reflektion der Ergebnisse und Gestaltungsrichtlinien

Aufbauend auf den Erkenntnissen aus der Studie ergibt sich für den betrachteten Werkzeugeinsatz ein Design mit insgesamt 22 Temperierkanälen, also sieben zusätzliche Kanäle in beiden Werkzeughälften. Aufgrund der unterschiedlichen Topografie der Formoberfläche in der Trennebene in beiden Werkzeughälften ist die Position der Kanäle zur Kavität leicht verschieden. Auf der beweglichen Seite ist der Abstand zwischen Überlaufbohlen und den Temperierkanälen aufgrund dieser Tatsache geringer als er optimalerweise sein sollte. Dies gilt es bei den ggf. überhöhten Temperaturen in diesem Bereich bei der Betrachtung der Ergebnisse zu beachten. Die Umsetzung dieser Temperierkanal-Verteilung stößt in einem bestehenden Werkzeugkonzept auf diverse Probleme, welche einen Eindruck geben, welchen Restriktionen Temperierungen auch bei der Neu-Konzipierung von Werkzeugen unterliegen. Das erste Beispiel ist die zwingend erforderliche Positionierung von Auswerfern auf der beweglichen Seite des Werkzeugs. Dieser Konflikt lässt sich bei einem geometrisch limitierten Temperierungslayout wie dem vorgestellten kaum vermeiden. Für das betrachtete Werkzeug kann dieser Konflikt nur über eine veränderte Anordnung der Kanäle zueinander aufgelöst werden. Abbildung 5-8 zeigt das Ergebnis der Aufheizsimulation sowohl für das bestehende Werkzeug als auch für das theoretisch ideale Modell. Im Hinblick auf die Maximaltemperatur und die Homogenität können große Fortschritte gegenüber dem Originalmodell erreicht werden. Wenn zu Gunsten der Auswerfer einzelne Kanäle entfallen, würde sich dieses Ergebnis jedoch verschlechtern.

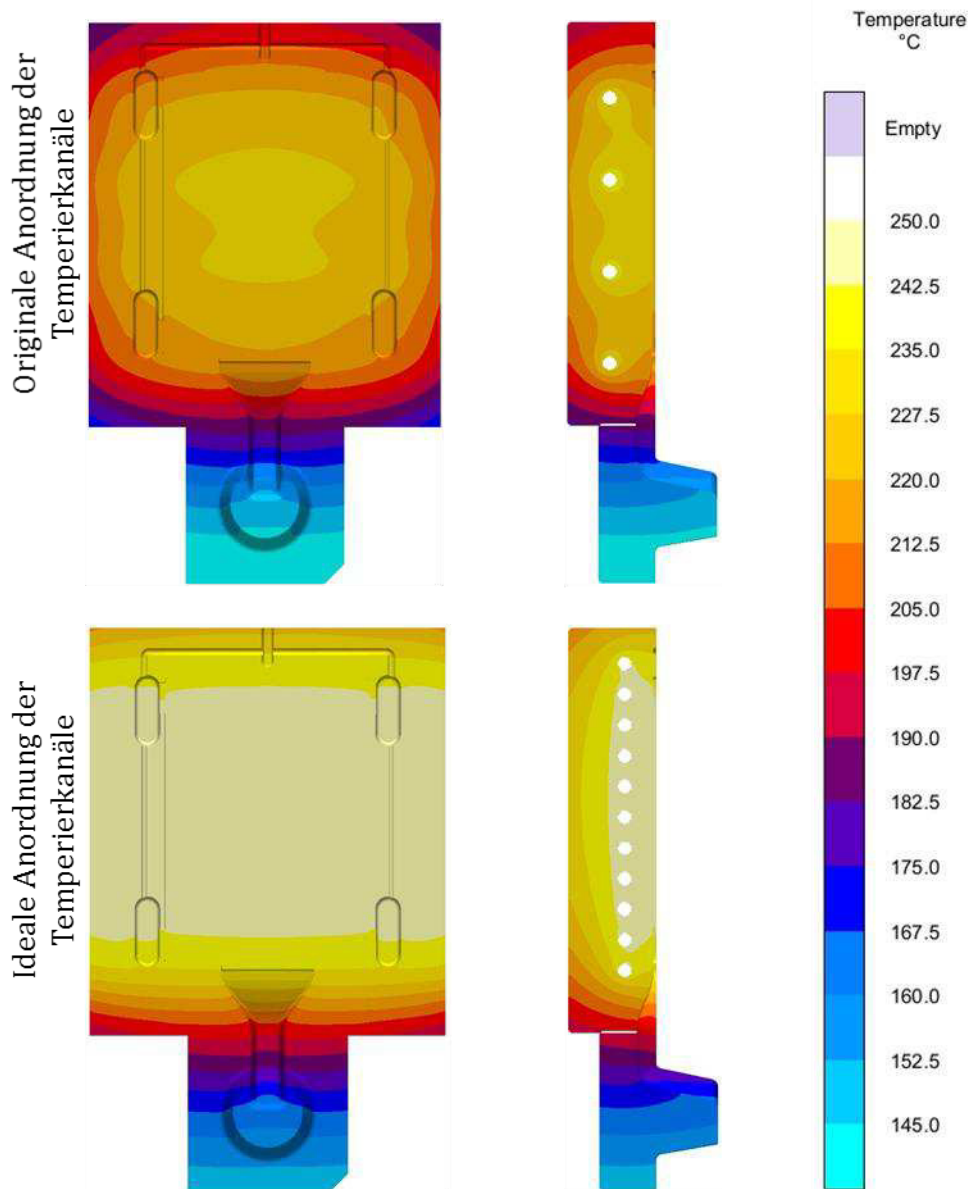


Abbildung 5-8: Simulierter Vergleich der Temperaturverteilung für die Werkzeugvarianten des Einzelplatten-Werkzeugs nach einem dreieinhalbstündigen Aufheizvorgang (vgl. Abbildung 5-3).

Ein weiterer Konflikt lässt sich für dieses Versuchswerkzeug ebenfalls nicht sinnvoll auflösen: die Positionierung der Anschlüsse für die Temperierung. Die reale Umsetzung der Geometrie, wie sie hier vorgestellt wurde, ist aufgrund der Gegebenheiten im Formrahmen nicht möglich. Hier werden die entstehenden Anschlusspunkte im Einsatz nämlich durch den Formrahmen verdeckt. Die weitere Betrachtung muss daher simulativer Natur sein. Hinsichtlich der Variothermie wurden die

beiden Werkzeugkonzepte erneut mit dem in Abschnitt 4.4 vorgestellten Kühl-Szenario untersucht. Es ist dabei festzuhalten, dass sich das für diese Studie verwendete Werkzeug aufgrund der größeren Einsatzmassen und der damit einhergehenden Trägheit schlechter für die variotherme Temperierung eignet als das Zwillingssplatten-Werkzeug. Einen Vergleich der Performance beider Modelle über einen Kühlen-Zyklus zeigt Abbildung 5-9.

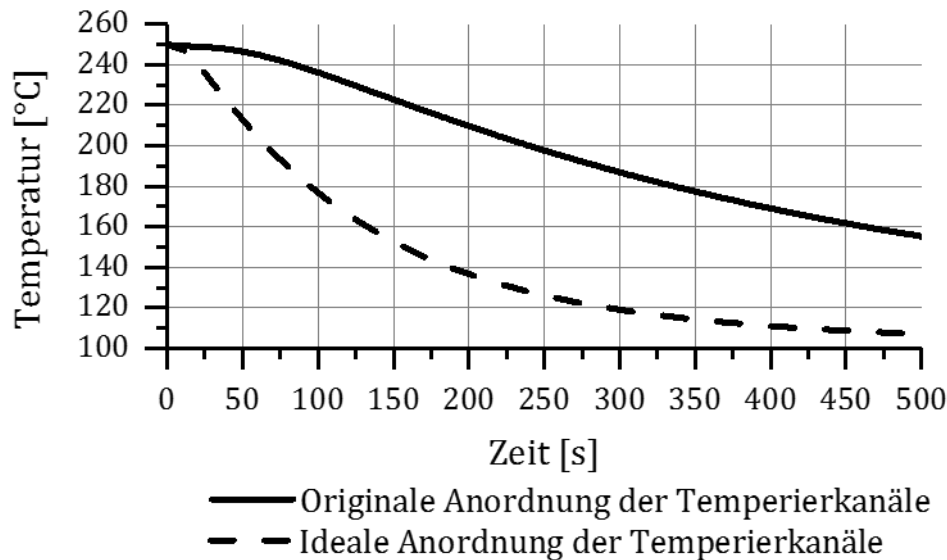


Abbildung 5-9: Simulierter Vergleich des Temperaturverlaufes am Messpunkt T_{Max} während eines Kühlen-Zyklus (vgl. Tabelle 10-15) für die originale Temperierkanalanordnung und die ideale Temperierkanalanordnung des Einzelplatten-Werkzeugs (vgl. Tabelle 5-1).

Es wird deutlich, dass die auf Basis einer Optimierung für konventionelles, stationäres temperieren gewonnen Erkenntnisse und Schlüsse sich auch positiv auf die Eignung für die variotherme Temperierung auswirken. Die minimale Temperatur sinkt von 155,2 °C auf 106,98 °C, wobei sich die Abkühlrate in der Spitze von 0,32 K/s auf 0,94 K/s erhöht. Durch konventionelle Fertigung bzw. Anpassung der Gestaltungsrichtlinien ist also eine Verbesserung der Adaptivität möglich. Da für das zu Variothermie-Studien genutzte Zwillingssplatten-Werkzeug noch größere Restriktionen hinsichtlich der Anschlüsse vorliegen, bietet sich eine Anwendung der Erkenntnisse für diesen Fall aber nicht an. Zudem entspricht die bestehende Temperierung ohnehin bereits deutlich eher den Empfehlungen, welche durch die Studie verifiziert worden sind, als dies für das Einzelplattenwerkzeug der Fall war. Im folgenden Abschnitt soll daher im Hinblick auf die Zwillingssplatte direkt der Schritt hin zur konturnahen Temperierkanalgeometrie gemacht werden.

5.1.2. Konturnahe Kühlung

Mit den immer stärker aufkommenden generativen Fertigungsverfahren wird auch die praktische Umsetzung und Nutzung konturnah temperierter Werkzeugeinsätze immer weiter vorangetrieben. Die Freiheiten bei der Gestaltung der Temperierung sind in diesem Kontext sehr groß und ein einheitlicher Auslegungsstandard hat sich bislang nicht etabliert (siehe Abschnitt 3.3.2). Auch für das betrachtete Zwillingssplatten-Werkzeug wurden bereits verschiedene Gestaltungsvarianten evaluiert und hinsichtlich der Homogenität der resultierenden Temperaturverteilung sowie der Effizienz im Sinne der maximal erreichbaren Werkzeugtemperatur bewertet [159]. Für die Studien zur Variothermie wurde das in Abbildung 5-10 gezeigte Temperiersystem gewählt, welches an die vorgestellten Entwürfe [159] angelehnt ist (entspricht Tabelle 5-1: Temperier-Geometrie *Konturnah*). Um Totwassergebiete, welche sich bei der Variothermie besonders negativ auswirken würden, sicher zu vermeiden, wurde ein Design mit einem durchgehenden Temperierkanal gewählt, anstatt umfassende Verzweigungen zu implementieren.

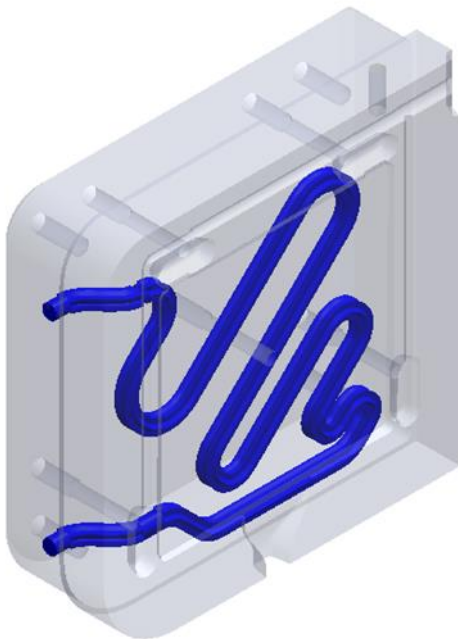


Abbildung 5-10: Werkzeugeinsatz für das Zwillingssplatten-Werkzeug mit konturnahem Temperierkanal.

Der Kanal weist analog zum Ausgangsdesign einen Durchmesser von 10 mm auf. Es kann in diesem Zusammenhang davon ausgegangen werden, dass der ursprünglich erreichte Durchfluss von 15 l/min auch für dieses Design erreicht werden kann.

Da die Umlenkungen im Gegensatz zur konventionellen Fertigung abgerundet ausgeführt sind und die Länge des Kanals vergleichbar ist, wird der Durchfluss unter dieser Annahme tatsächlich eher unter- als überschätzt. Der Abstand des Kanals zur Kavität wurde den Erkenntnissen aus Abschnitt 5.1.1 entsprechend auf $2 \cdot d$, also 20 mm, festgelegt. Die Abstände der Windungen zueinander entsprechen den Empfehlungen hingegen nicht, sondern schwanken von $1 \cdot d$ bis $4 \cdot d$, was mit der unsymmetrischen Geometrie der Platte (vgl. Abschnitt 4.1) zusammenhängt. Diese ungleichmäßige Massenverteilung erfordert auch eine Adaption der Temperierkanalgeometrie. Eine vollständig gleichmäßige Anordnung bietet sich lediglich bei einer einfachen Plattengeometrie ohne Besonderheiten an.

Ausschlaggebend für die weitere Betrachtung sind jedoch die Performance-Gewinne, welche hinsichtlich der Variothermie erzielt werden können. Dazu gilt es die in Abschnitt 4.1 in Abbildung 4-3 vorgestellte Geometrie (entspricht Tabelle 5-1: Temperier-Geometrie *Konventionell*) mit der konturnahen Variante zu vergleichen. Abbildung 5-11 zeigt den Vergleich zwischen konventioneller (Modell 4) und konturnaher (Modell 7) Temperierkanal-Geometrie im Hinblick auf den variothermen Heizen-Kühlen-Heizen-Zyklus.

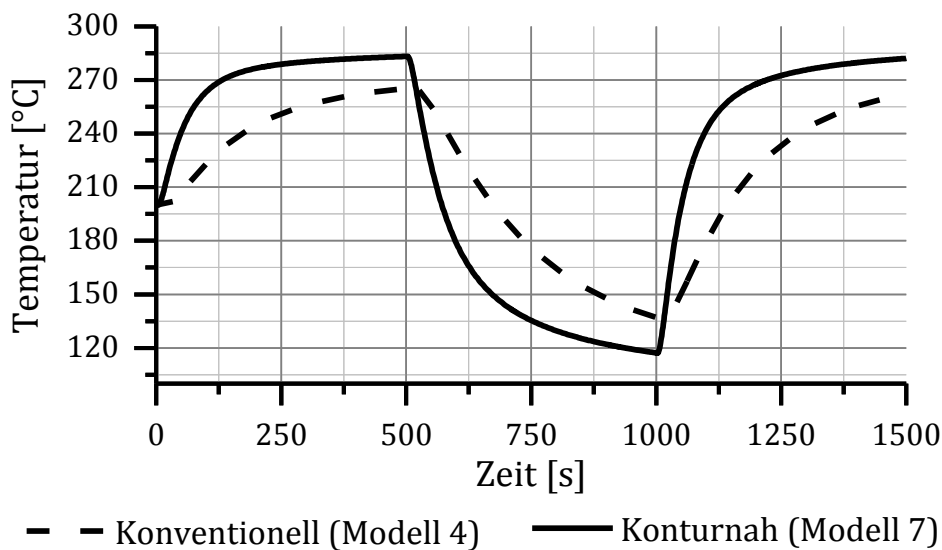


Abbildung 5-11: Simulierter Vergleich des Temperaturverlaufes am Messpunkt FLTf1 während eines variothermen Heizen-Kühlen-Heizen-Zyklus (vgl. Tabelle 10-15) für zwei unterschiedliche Temperierkanalgeometrien im Zwillingssplatten-Werkzeug (vgl. Tabelle 5-1).

Die Maximaltemperatur kann in diesem Zyklus von 265 °C auf 283 °C gesteigert werden, was 94 % der Öltemperatur entspricht. Die Heizzeit zum Erreichen des 20 °C-Kriteriums verkürzt sich von 118,5 s auf nunmehr 34,9 s, eine Reduktion auf

30 % der ursprünglichen Zeit. Dies wird durch eine maximale Heizrate von 1,1 K/s (statt 0,33 K/s) bzw. eine durchschnittliche Rate von 0,16 K/s (statt 0,11 K/s) über den Zeitraum von 500 s möglich. Ein ähnliches Bild ergibt sich für den Kühlzyklus, welcher in Abbildung 5-12 dargestellt ist: Statt einer minimalen Temperatur von 136,8 °C werden nun sogar 117,3 °C erreicht. Das Kriterium wird mit 25,2 s gut 60,8 s schneller erreicht, eine Zeitersparnis von 70 %. Die Raten verschieben sich in der Spitze von -0,38 K/s zu -1,14 K/s bzw. im Mittel von -0,21 K/s zu -0,25 K/s an der Messstelle.

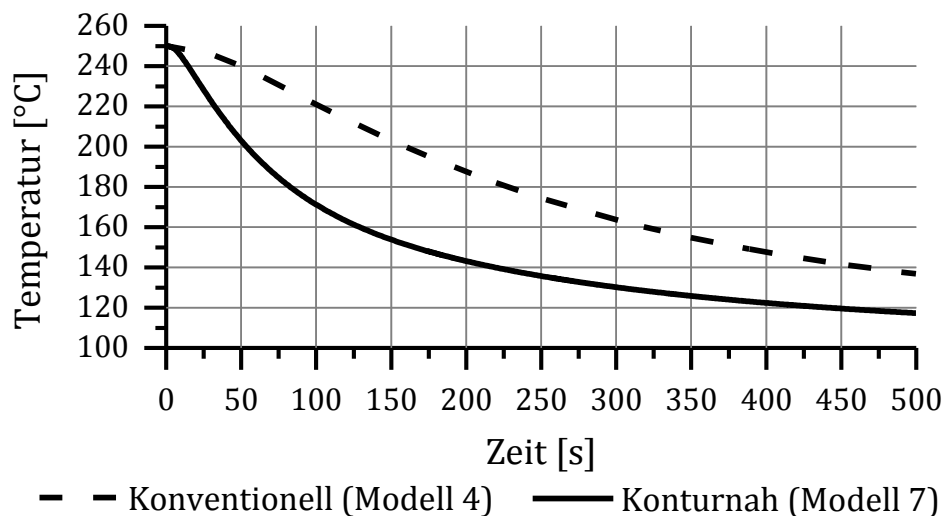


Abbildung 5-12: Simulierter Vergleich des Temperaturverlaufes am Messpunkt FLTf1 während eines Kühlen-Zyklus (vgl. Tabelle 10-15) für zwei unterschiedliche Temperierkanalgeometrien im Zwillingssplatten-Werkzeug (vgl. Tabelle 5-1).

Hinsichtlich der projizierten Zykluszeit kann eine Reduktion auf 60,1 s erreicht werden. Zurückzuführen ist dies auf den stärkeren Wärmefluss von der Kavität zum Temperierkanal (vgl. Tabelle 3-3) bei einer konturnahen Temperierkanalgeometrie. Diese Zykluszeit liegt zwar nur noch bei etwa 29 % der ursprünglichen für die Variothermie angenommenen Zykluszeit. Allerdings sind weitere Maßnahmen, wie sie etwa in Abschnitt 5.2 vorgestellt werden, erforderlich, um die Zykluszeit weiter zu verringern. Mit der konturnahen Temperierung konnte aber zweifelsfrei eine deutliche Steigerung der Adaptivität erreicht werden.

5.2. Reduktion der thermischen Masse

Die Reduktion der effektiven thermischen Masse (vgl. Abschnitte 3.3.2) wurde im vorangegangenen Kapitel durch eine größere Konturnähe adressiert. Im folgenden

Kapitel soll nun die Reduktion der gesamten thermischen Masse des zu temperierenden Systems im Vordergrund stehen. Zu diesem Zweck werden zwei Ansätze verfolgt: die Reduktion der Masse des Einsatzes selbst sowie die thermische Entkopplung des Einsatzes vom restlichen Werkzeug und der Gießmaschine. Für beide Ansätze werden zunächst unterschiedliche Ausführungsvarianten betrachtet, analysiert und anschließend auf ihre Eignung hin überprüft.

5.2.1. Einsatz von Topologieoptimierung

Die Reduktion der Masse der Werkzeugeinsätze wurde bereits in Abschnitt 3.3.2 als Option für die Steigerung der Flexibilität eines Temperiersystems vorgestellt. Konzepte, wie etwa das von Xu et al. [66], zielten dabei vor allem auf die Reduktion der Masse direkt unterhalb der Kavitätsoberfläche. Da diese Herangehensweise bereits für den Spritzguss als für die Werkzeugstabilität kritisch bewertet wurde, empfiehlt sich ein ähnliches Vorgehen nicht für den mechanisch anspruchsvolleren Druckguss. Wenngleich von einem rein thermischen Blickwinkel das kavitätsnahe Design vorzuziehen ist, lässt sich eine unkritische Massenreduktion hier zunächst nur im Bereich hinter der Temperierung umsetzen. Durch die Reduktion der Masse wird die Pufferwirkung des Einsatzes gegenüber der Temperierung und den Prozessschwankungen verringert. Daher ist auch in dieser Konfiguration eine positive Beeinflussung der Adaptivität zu erwarten. Für die folgenden Untersuchungen wurden zwei Ansätze zur Verringerung der Einsatzmasse angewandt, um je ein massearmes Design pro Ansatz zu entwickeln. Der erste Ansatz zielt auf konventionelle, subtraktiv zu fertigende Strukturen, der zweite Ansatz fokussiert auf die generative Herstellung von Werkzeugeinsätzen durch den Einsatz von Topologieoptimierungsalgorithmen, welche nicht den Einschränkungen konventioneller Bearbeitungsverfahren unterworfen werden. Abbildung 5-13 zeigt die aus diesen Strategien resultierenden Entwürfe für das Versuchswerkzeug Zwillingplatte.

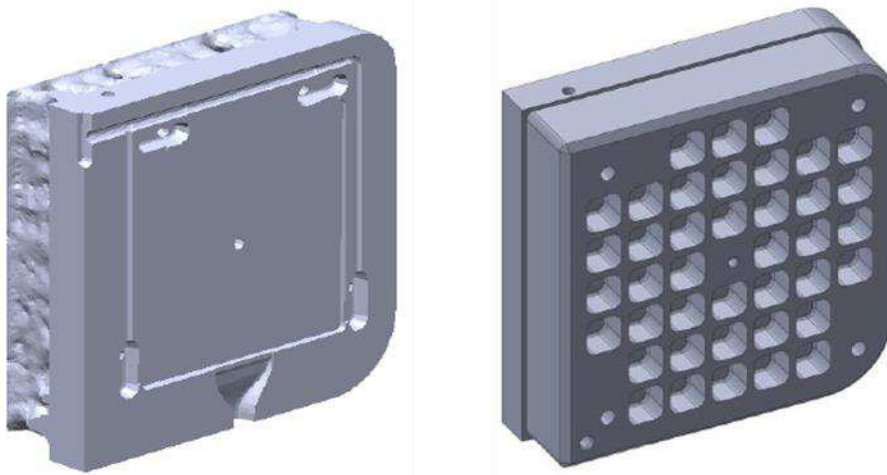


Abbildung 5-13: Werkzeugmodelle für die generative (links) und die subtraktive (rechts) Massenreduktion für das Zwillingssplatten-Werkzeug.

Für den subtraktiven Gestaltungsansatz kommen grundsätzlich zahlreiche Strukturen in Frage. Weit verbreitete Formen sind etwa Rippen-, Taschen- oder Wabenstrukturen. Im vorliegenden Entwurf fiel die Wahl auf eine Taschenstruktur, da diese für den Anwendungsfall Vorteile hinsichtlich der Stabilität mit sich bringt. Rippen haben in diesem Fall den Nachteil, dass die Durchbiegung des Einsatzes entlang einer Achse begünstigt wird, dies ist bei den Taschen nicht der Fall, die Steifigkeit ist in allen Orientierungsrichtungen ungefähr gleich. Waben können aufgrund der für die Werkzeugeinsätze notwendigen, unregelmäßigen Verteilung ihren Vorteil gegenüber Taschen hinsichtlich der Steifigkeit nicht voll einbringen. In Abbildung 5-13 ist zu erkennen, dass das regelmäßige Muster immer wieder für bestimmte Werkzeugmerkmale unterbrochen werden muss. Letztlich ist es auch die vergleichsweise einfache Herstellbarkeit der Taschen im Hinblick auf die Zerspannungszeiten, weshalb diese Geometrie auch wirtschaftlich fertigbar ist. Die eingebrachten Taschen haben eine Kantenlänge von 2,5 cm und sind 2,2 cm tief, wobei die Ecken mit einem Radius von 6 mm verrundet sind. Die Anzahl der realisierbaren Taschen wird durch notwendige Merkmale auf beiden Werkzeugseiten unterschiedlich stark eingeschränkt, wodurch die Rückseiten der Einsätze nicht gänzlich spiegelsymmetrisch sind. Das Resultat der Geometrie ist eine Massenreduktion von 12,5 % pro Einsatz. Mit Hilfe der Software *Hypermesh* konnte für eine abstrahierte Struktur nachgewiesen werden, dass die gewählte Gestalt der Massenreduktion für die auftretende Lasten noch immer eine ausreichende Stabilität gewährleistet. Der zweite Entwurf wurde am Fraunhofer ILT in Aachen entwickelt, mit dem Ziel eine möglichst große Reduktion der Werkzeugmasse zu erreichen. Einschränkend wurde festgelegt, dass die Partie rund um die Temperierkanäle massiv zu belassen ist, um

die homogenisierende Wirkung des Werkzeugstahls auf die Temperaturverteilung nicht zu stark zu beschneiden. Als weitere Randbedingung wurde ein Fülldruck von 600 bar angenommen, wie er auf den Anlagen des Gießerei-Institutes zu erwarten ist. Aufgrund der angestrebten generativen Herstellung sind die Gestaltungsfreiheiten unter Berücksichtigung der zwingend erforderlichen Werkzeugmerkmale deutlich größer. Durch diese zusätzlichen Freiheitsgrade kann mit dem vorgestellten Werkzeugdesign eine Massenreduktion um 26 % pro Einsatz realisiert werden.

Zur Beurteilung beider Werkzeugkonzepte werden erneut die in Abschnitt 4.4 vorgestellten Szenarien genutzt. Beim Vergleich der zur Bewertung herangezogenen Kriterien wird schnell klar, dass die Strategie zur subtraktiven Massereduktion als nicht zielführend zu beurteilen ist. Sowohl für die konventionellen als auch die konturnahen Kanäle sowie für sämtliche Berechnungsszenarien sind keine nennenswerten Unterschiede festzustellen. Grund dafür ist die zu gering ausfallende Massenreduktion für dieses Modell. Anders stellt sich die Lage für die Topologieoptimierung in Kombination mit der konturnahen Kühlung, resultierend aus der generativen Fertigung, dar. Während die maximale Aufheizrate mit 1,1 K/s gleich bleibt, nehmen die durchschnittliche Heizrate auf 0,19 K/s und die Maximaltemperatur von 283,2 °C auf 290,3 °C zu. Wenn daher in den folgenden Ausführungen von einer Topologieoptimierung gesprochen wird, so ist stets das generativ zu fertigende Modell (Abbildung 5-13 links) gemeint (entspricht Tabelle 5-1: Topologieoptimiert *Ja*). Den Vergleich der gesamten Temperaturverläufe über den variothermen Heizen-Kühlen-Heizen-Zyklus zeigt Abbildung 5-14.

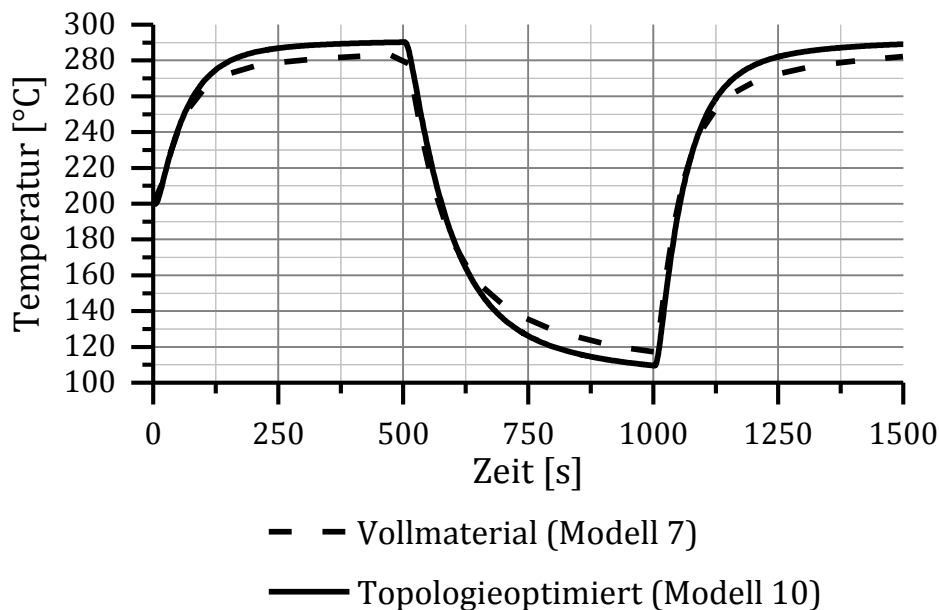


Abbildung 5-14: Simulierter Vergleich des Temperaturverlaufes am Messpunkt FLTf1 für einen Vollmaterial-Einsatz und einen topologieoptimierten Einsatz über einen variothermen Heizen-Kühlen-Heizen-Zyklus (vgl. Tabelle 10-15) für das Zwillingssplatten-Werkzeug (vgl. Tabelle 5-1).

Durch die Reduktion der Masse kann die Dynamik innerhalb der ersten 60 s kaum beeinflusst werden. Lediglich die Spitzentemperatur kann gesteigert werden, da nun die gleiche Menge Energie für weniger Werkzeugmasse bereitgestellt wird. Hinsichtlich des 20 °C-Kriteriums verschlechtert sich die Dynamik sogar minimal um 2,3 s auf 37,2 s. Dabei ist zu beachten, dass der Abgleich mit einem ebenfalls topologieoptimierten Einsatz erfolgt, welcher stationär mit 250 °C temperiert wird, wodurch auch diese Seite von der Massenreduktion profitiert. Die Performance gegenüber dem Ausgangsmodell (Modell 4) aus Abschnitt 4.4 wird in Abschnitt 5.3 näher beleuchtet werden. Ein ähnliches Bild ergibt sich auch für den Kühlzyklus, welcher in Abbildung 5-15 dargestellt ist.

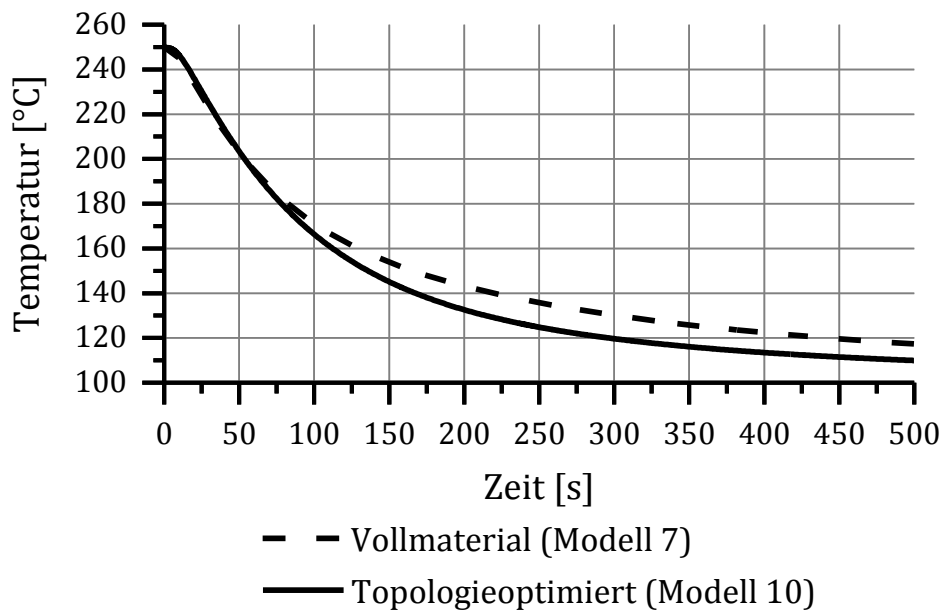


Abbildung 5-15: Simulierter Vergleich des Temperaturverlaufes am Messpunkt FLTf1 für einen Vollmaterial-Einsatz und einen topologieoptimierten Einsatz über einen Kühlen-Zyklus (vgl. Tabelle 10-15) für das Zwillingssplatten-Werkzeug (vgl. Tabelle 5-1).

Die minimal erreichte Temperatur ist mit 109,9 °C gut 7,4 °C geringer als für den Vollmaterialeinsatz. Auch hier nehmen die ermittelten Raten minimal zu, genauso wie die Zeit für das Erreichen des 20 °C-Kriteriums. Hinsichtlich der theoretischen, projizierten Zykluszeit resultiert dies in insgesamt 63,2 s und ist damit geringfügig langsamer als ohne die Massenreduktion. Aufgrund der grundsätzlich leicht verbesserten Raten muss aber der finale Abgleich in Abschnitt 5.3 abgewartet werden, um die Topologieoptimierung und ihren Nutzen abschließend zu bewerten. Der Umstand, dass die Raten positiv beeinflusst werden, spricht dafür, dass unter gewissen Voraussetzungen eine Verbesserung der Adaptivität erreicht werden kann. Fest steht, der Nutzen ist weit weniger stark zu erwarten, als dies für die konturnahe Temperierkanalgeometrie der Fall ist. Da die Massenreduktion aber mögliche Vorteile für die Temperierung birgt und darüber hinaus für die Wirtschaftlichkeit der generativen Fertigung interessant ist, sollte sie nicht verworfen werden.

5.2.2. Einsatz von Isolationsstrategien

Isolationen werden in Druckgießwerkzeugen, dem Fehlen entsprechender Veröffentlichungen zufolge, im Gegensatz zum Kunststoffspritzguss noch eher selten eingesetzt (siehe Abschnitt 3.3.2). Im Hinblick auf die Reduktion der thermischen

Masse kommt ihnen aber eine große Rolle zu, wenngleich sie für die Bemühungen zur Steigerung der Adaptivität eher eine unterstützende Funktion haben dürften, da ihre Wirkweise grundsätzlich mit den im vorangegangenen Abschnitt vorgestellten Ansätzen zu vergleichen ist. Bezüglich der thermischen Masse werden Isolationen gezielt dazu eingesetzt, die Werkzeuge von der Gießmaschine bzw. die Einsätze gegen den Formrahmen abzuschirmen. Während die bisher vorgestellten Maßnahmen eher die Geschehnisse von Zyklus zu Zyklus beeinflussen, kommt bei den Isolierungen vor allem die Langzeitwirkung zum Tragen. Isolationen können dabei dazu beitragen, den schwer kontrollierbaren Wärmeabfluss in Richtung Formrahmen und Gießmaschine (vgl. Abbildung 3-5) nahezu komplett zu eliminieren, und vereinfachen auf diese Weise die Temperier-Aufgabe. Die bisherigen Ausführungen hinsichtlich des Zwillingsplatten-Werkzeugs beruhten allesamt auf einem isolierten Werkzeug. Neben den hier eingesetzten Dämmplatten sind jedoch auch andere Ansätze zur Isolation denkbar, welche es auf ihre Funktionalität hin zu prüfen gilt. Im folgenden Abschnitt wird daher zunächst ein Versuchsaufbau vorgestellt, welcher für grundlegende Untersuchungen konzipiert, gebaut und eingesetzt worden ist. Darauf folgend werden die gewonnenen Ergebnisse für die verschiedenen Strategien vorgestellt und diskutiert. Abschließend erfolgt die Bewertung von Isolationen bzw. deren Fehlen mit Bezug zu den Variothermie-Prüfszenarien.

Isolationsprüfstand für grundlegende Untersuchungen zu Werkzeugisolationen

Der im Folgenden vorgestellte Versuchsstand wurde mit dem Ziel entwickelt, Werkzeugkomponenten auf ihre Beeinflussung der Wärmeströme in Druckgießwerkzeugen untersuchen zu können. Dabei wurde bewusst auf die höchstmögliche Messgenauigkeit einer Prüfvorrichtung im Labor-Maßstab verzichtet, um Messergebnisse mit einer größeren Anwendungsnähe bei noch ausreichender Messgenauigkeit generieren zu können. Gleichzeitig wurde eine, im Vergleich zu realen Gießwerkzeug vereinfachte, Anordnung gewählt, um möglichst flexibel unterschiedliche Prüfanordnungen und Messregime untersuchen zu können. Der resultierende Aufbau ist an die ASTM Norm E1225-13 angelehnt, welche das Vorgehen zur Ermittlung von thermischen Leitfähigkeiten homogener Festkörper regelt [170]. Der Versuchsstand ist in Abbildung 5-16 zu sehen, die Komponenten und ihre Funktionen werden im Anschluss näher erläutert.

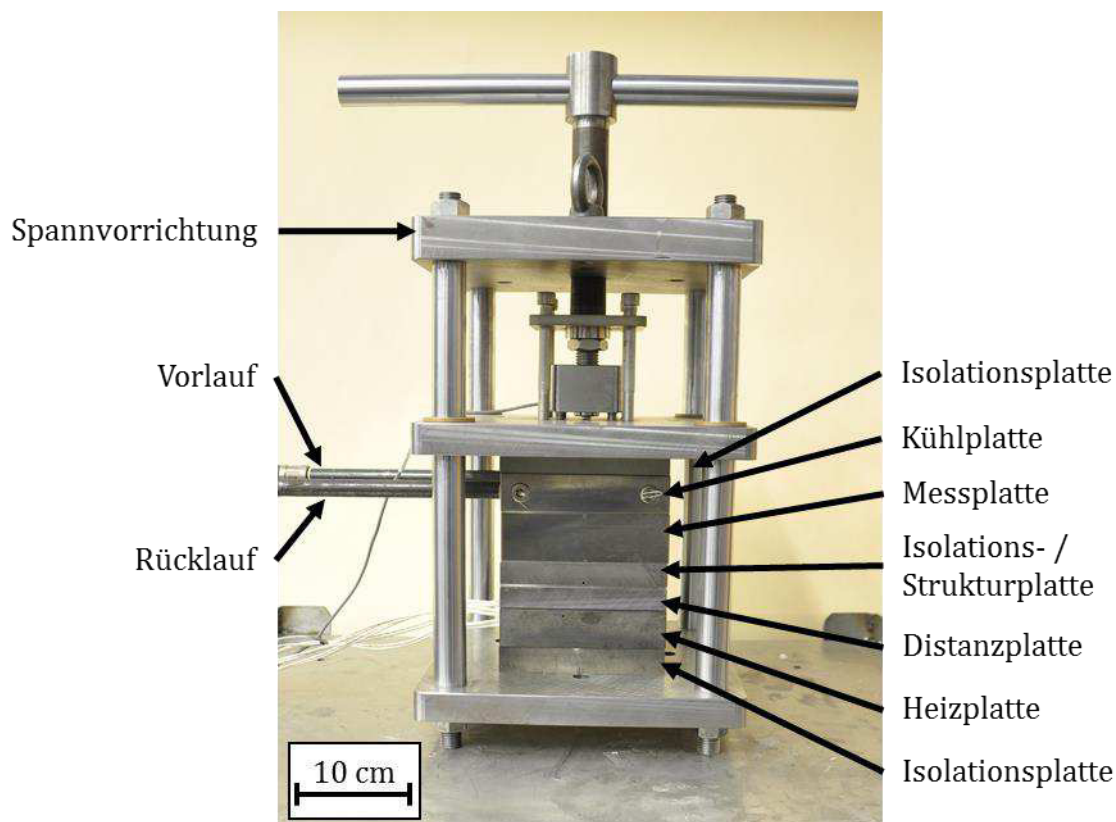


Abbildung 5-16: Isolationsprüfstand für die grundlegenden Untersuchungen zu Werkzeugisolationen.

Um Kontaktdrücke zwischen den Werkzeugkomponenten ähnlich denen in einem Druckgießwerkzeug aufbringen zu können, ist der Messaufbau in einer eigens konzipierten Spannvorrichtung untergebracht. Die Hauptkomponenten dieser Vorrichtung sind drei Platten-Normalien aus 1.1730 und vier randgehärtete Führungssäulen aus 1.5217. Die Presskraft wird über eine Gewindestange mit einem M36 Feingewinde aufgebracht, entliehen aus einem Aufbau von Thompson et al. [171]. Andere Methoden des Krafteintrags wie pneumatische oder hydraulische Zylinder, welche in anderen Studien verwendet worden sind, wurden aufgrund des hohen technischen Aufwandes und der damit verbundenen Kosten nicht umgesetzt [172-176]. Die angestrebten Spannkräfte von bis zu 20 kN sind mit der Ausführung mit Gewindestange problemlos möglich. Lediglich im Bereich der kontinuierlichen Be- und Entlastung musste an dieser Stelle ein Kompromiss eingegangen werden. Das aufgebrachte Drehmoment wird durch eine Stahlkugel aus 1.3505 vom restlichen Aufbau entkoppelt. Die resultierende Kraft wird über eine Kraftmessdose überwacht, um ähnliche Anfangsbedingungen für jeden Versuch schaffen und den Einfluss der thermischen Ausdehnung erfassen zu können. In Abbildung 5-16 ist gut erkennbar, dass der eigentliche Messaufbau aus diversen Platten besteht, welche in

ihrer Gestalt und Funktion an Komponenten im Gießwerkzeug angelehnt sind. Gegen die Spannvorrichtung wird dieses Plattenpaket mit Hilfe von 25 mm starken Dämmplatten aus AS800 M isoliert. Das aus Glimmerpapier und Silikonharz hergestellte Kompositmaterial wird üblicherweise in beheizten Presswerken eingesetzt und weist eine Wärmeleitfähigkeit von nur 0,28 W/mK bei einer Temperatur von 200 °C auf. Die Druckfestigkeit liegt dabei in der Größenordnung eines Warmarbeitsstahls während die Dichte mit 2,2 g/cm³ weniger als einem Drittel der Dichte eines solchen Stahls entspricht. Im Gegensatz zu den im Werkzeug eingesetzten Materialien hält AS800 M Temperaturen bis 800 °C stand, was aufgrund des direkten Kontaktes mit der Heizplatte im Versuchsstand erforderlich ist. Nach außen wird das Plattenpaket mit Hilfe einer Calcium-Magnesium-Silikat-Wolle abgeschirmt. Für die Versuche folgt auf die Isolationsplatte aus AS800 M von unten nach oben:

- Heizplatte,
- Distanzplatte,
- Isolations- / Strukturplatte,
- Messplatte,
- Kühlplatte.

Die Heizplatte simuliert die eintreffende Gießwärme im Prozess und sorgt zusammen mit der Senken- bzw. Kühlplatte für den benötigten Wärmestrom im Versuchsstand. Grundkörper für die Wärmequelle ist eine 36 mm starke Kupferplatte, welche wie alle weiteren Plattenkomponenten des Aufbaus eine Kantenlänge von 156 mm aufweist. Das unlegierte Kupfer sorgt mit einer Leitfähigkeit von rund 390 W/mK für eine gleichmäßige Homogenisierung des Temperaturfeldes, welches über vier Heizpatronen eingebracht wird. Die vier verwendeten Heizpatronen haben einen Durchmesser von 16 mm, sind 130 mm lang und wurden in gleichmäßig über die Plattenbreite verteilten Bohrungen untergebracht. Maximal können so Temperaturen von 1000 °C erreicht werden bei einer Heizleistung von bis zu 1 kW pro Patrone. Die Regelung erfolgt über einen Regler vom Typ Elotech R4004, wodurch eine konstante Heizleistung oder ein zyklisches Muster vorgegeben werden können. Zur Regelung und Überwachung der Heizung sind vier Thermoelementbohrungen mit einem Durchmesser von 2 mm vorhanden, welche im Betrieb mit Typ K NiCr-Ni Thermoelementen bestückt werden. Messpunkte in dieser Platte sind mit einem H gekennzeichnet und in Kombination mit einer fortlaufenden Nummer eindeutig benannt. Für die durchzuführenden Messreihen sind diese Messpositionen allerdings nur für die Steuerung der Heizpatronen und nicht für die Bewertung der Isolationen relevant. Für die Kühlplatte wurde eine 36 mm dicke Platte aus

1.2343 mit einem Kühlkanal, ähnlich dem in Abbildung 4-3 für das Versuchswerkzeug gezeigten, ausgestattet. Material und Art der Wärmeabfuhr wurden bewusst an die Gegebenheiten im realen Versuchswerkzeug angepasst. Für die Temperierung werden die in Abschnitt 4.1 beschriebenen Thermobiehl Aggregate eingesetzt. Entlang der Plattenmitte sind erneut drei Messpunkte eingebracht, welche gleichmäßig über die Plattendicke verteilt sind. Auch hier kommen, wie auch bei allen folgenden Messpunkten, NiCr-Ni Elemente mit einem Durchmesser von 2 mm zum Einsatz. Die Messpunkte in dieser Platte sind mit einem K gekennzeichnet.

Neben den für den Wärmefluss benötigten Komponenten gibt es noch zwei weitere Platten, welche für die Versuchskonfiguration benötigt werden. Die Distanzplatte (Messstellenkennzeichnung D) verfügt über drei entlang der Plattendicke in der Plattenmitte angeordnete Messstellen und repräsentiert die Masse des Werkzeugeinsatzes. Die 22 mm dicke Platte ist im Gegensatz zu den restlichen Platten längsgeschliffen, was die Oberflächenrauheit von 1,6 μm auf 0,8 μm verringert und so einen möglichst verlustarmen Wärmeübergang zum Kupfer bzw. zur Isolationsplatte ermöglicht. Der Formrahmen als Wärmesenke wird im Versuchsaufbau über eine 46 mm dicke Messplatte (Kennzeichnung M) abgebildet. Sämtliche für die Auswertung verwendeten Messpunkte des Versuchstandes sind schematisch in Abbildung 5-17 dargestellt. Die Messstellen liegen dabei jeweils in der Mitte der Platte

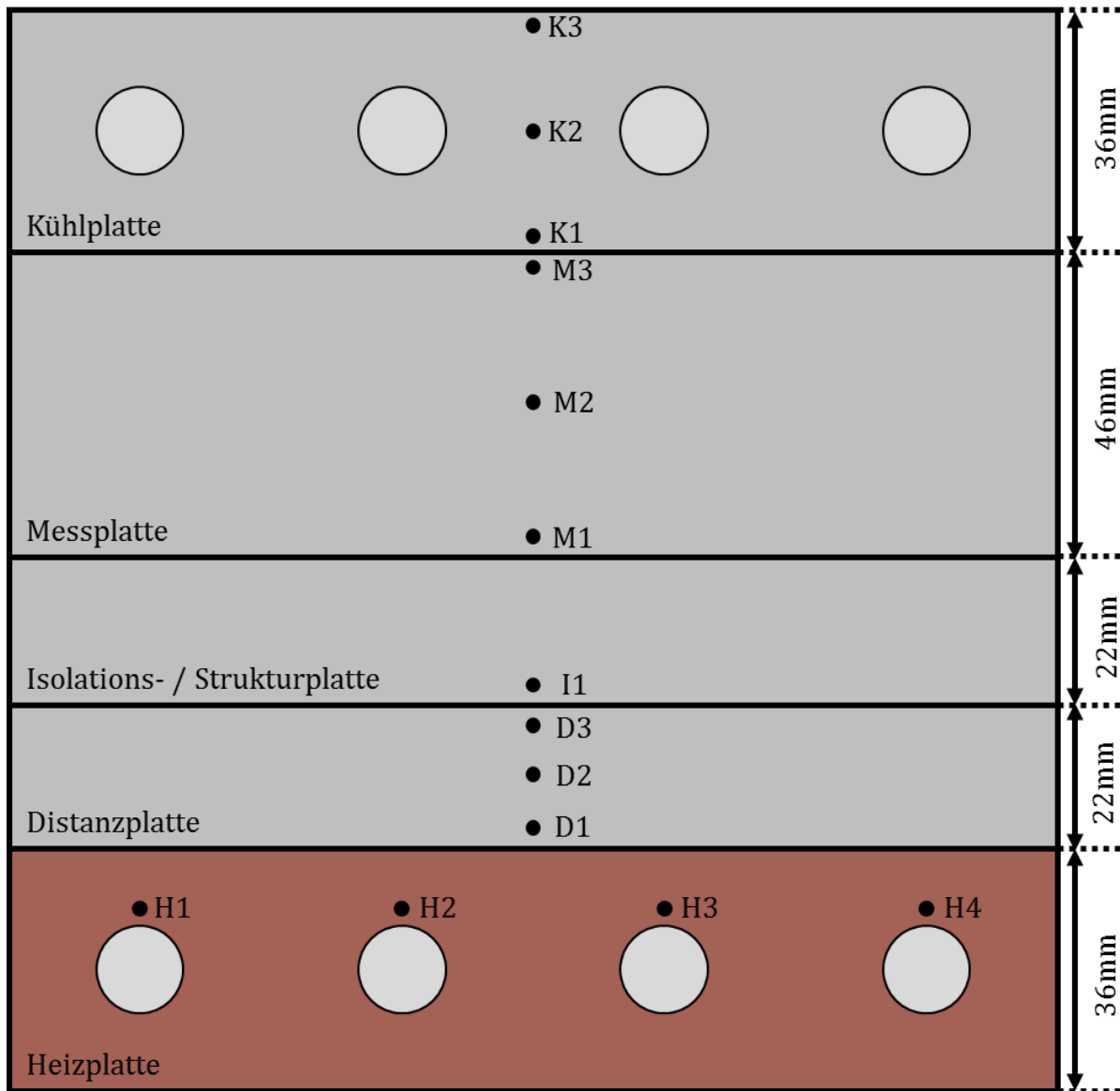


Abbildung 5-17: Schematischer Aufbau des Plattenpaketes und der wichtigsten Messpunkte im Isolationsprüfstand.

Kernpunkt der Betrachtung während der Versuche sind die Isolations- bzw. Strukturplatten und ihre Wirkung auf den thermischen Haushalt des Versuchsaufbaus respektive eines Gießwerkzeugs. Die grundsätzliche Wirkung von Isolationsmaterialien konnte für das Zwillingssplattenwerkzeug bereits von Queudeville [15] gezeigt werden. Hinsichtlich der erreichbaren Druckfestigkeiten bei erhöhten Temperaturen kann an dieser Stelle festgehalten werden, dass die verfügbaren Materialien ausreichend stabil sind und bei Temperaturen von bis zu 200 °C in der Region der verwendeten Stähle liegen. Unter rein mechanischen Gesichtspunkten ist der Einsatz daher realisierbar. Mögliche Deformationen oder Probleme aufgrund der

ungleichen thermischen Ausdehnung der verwendeten Materialien können die Verwendbarkeit dennoch einschränken. Aus diesem Grund wurden für den Isolationsprüfstand metallische Strukturen entwickelt, welche auf der Basis eines erhöhten thermischen Widerstandes eine isolierende Wirkung haben. Anders als für Vollmaterial und Isolationsplatten muss dieser Effekt aber noch quantifiziert werden. Diese Betrachtung bildet gleichzeitig den Schwerpunkt der Ausführungen über die Versuchsergebnisse. Für die Referenzierung der Messungen stehen eine längsgeschliffene ($R_q = 0,8 \mu\text{m}$) und eine konventionell kreuzgeschliffene ($R_q = 1,6 \mu\text{m}$) Platte zur Verfügung. Sofern nicht anders beschrieben, handelt es sich bei Platten um kreuzgeschliffenes Material wie es im Werkzeugbau üblicherweise verwendet wird. Hinsichtlich der Anwendbarkeit von Strukturen sei auf die Ausführungen in Abschnitt 5.2.1 verwiesen. Im Gegensatz dazu steht für die Untersuchungen zur Isolation jedoch nicht die Reduzierung der trägen Masse im Vordergrund, sondern die Verminderung der Leitfähigkeit. Diese kann unter der Annahme des Fehlens eines konvektiven Wärmestromes innerhalb der Strukturen nach Bejan [177] wie folgt abgeschätzt werden:

$$\lambda_{\text{Strukt.}} = (1 - \beta) * \lambda \quad (5.1)$$

Mit:	β :	Gasanteil der Struktur	[-]
	λ :	Wärmeleitfähigkeit des Grundmaterials	[W/m ² K]

Entscheidend ist daher aus thermischer Sicht weniger die genaue Struktur der Aussparungen als vielmehr das Ausmaß der Reduktion der Kontaktfläche, weshalb aus den genannten Gründen auch in diesem Fall auf die Taschegeometrie zurückgegriffen werden sollte. Untersucht werden dabei Taschen-Typen mit einer Taschentiefe von 8 bzw. 16 mm und einer verbleibenden Restkontaktfläche von 25 bzw. 50 % im Vergleich zur Vollmaterial-Referenzplatte. Dies führt gemäß Formel (5.1) zu einer Verringerung der Leitfähigkeit von 27 W/mK im Vollmaterial auf 13,5 W/mK bei 50 % und auf 6,75 W/mK bei 25 % Restoberfläche. Die Benennung der Taschenstrukturen erfolgt dabei nach dem Schema Restkontaktfläche-Taschentiefe-Platte, also bspw. 50-16-Platte für eine Restkontaktfläche von 50 % bei 16 mm Taschentiefe. Alternativ wird auch eine drastische Reduktion der Kontaktfläche auf unter 1 % der Ausgangsfläche bei annähernd gleichbleibendem Plattenvolumen untersucht. Dies wird durch die Positionierung von 100 Kalotten auf der Platte erreicht. Aufgrund dieser Gestaltung verringert sich der leitende Querschnitt auf ein

Minimum, was den thermischen Widerstand aufgrund der Einschnürung (vgl. Abschnitt 3.4.3) deutlich erhöht. In Kontakt mit der benachbarten Platte treten in dieser in Abbildung 5-18 dargestellten Konfiguration nur die Spitzen der auf der Platte untergebrachten Kalotten.

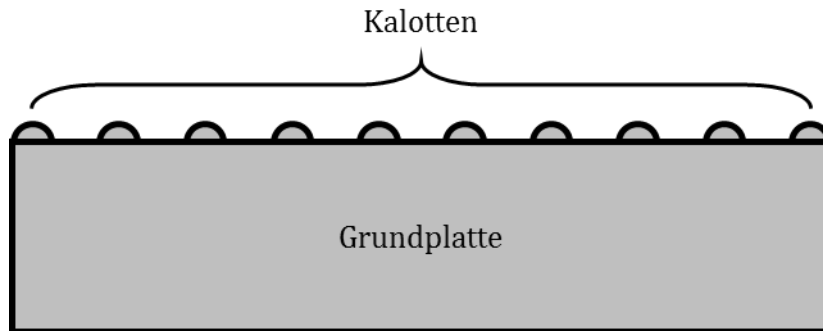


Abbildung 5-18: Schematischer Aufbau der Kalottenplatte.

Die derart gestalteten, gefertigten und untersuchten Platten sind in Abbildung 5-19 dargestellt.

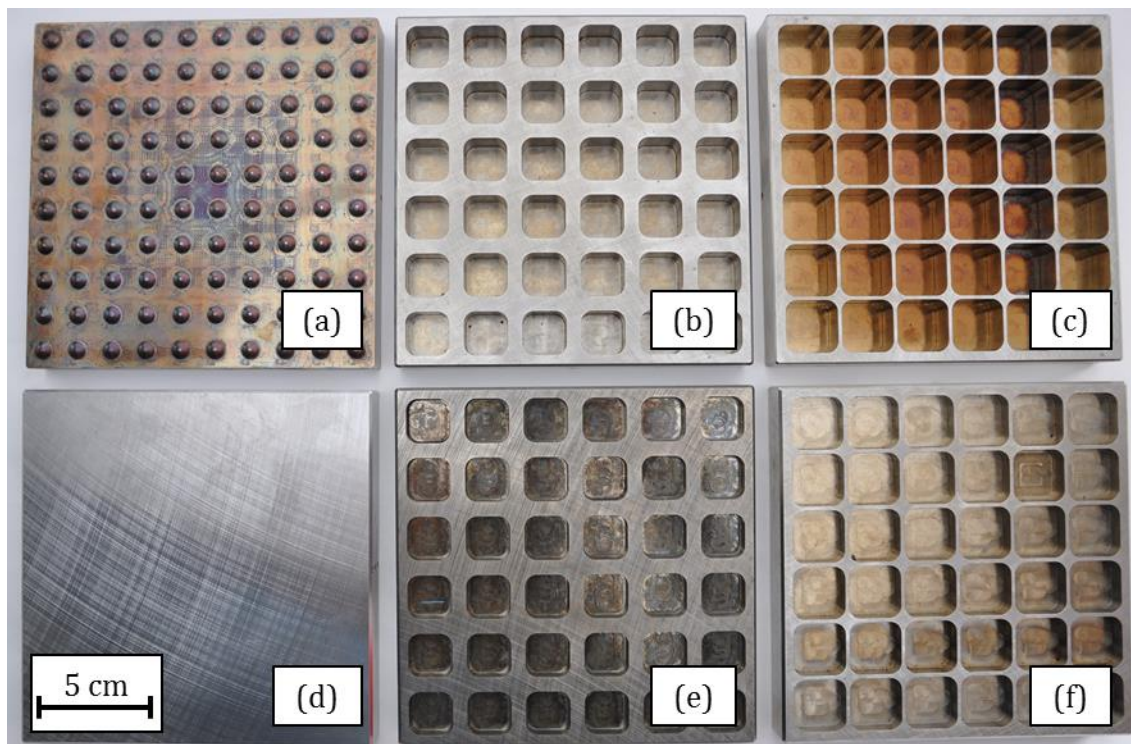


Abbildung 5-19: Hinsichtlich ihrer Isolationswirkung untersuchte Strukturen: Kalottenplatte (a), 50-16-Platte (b), 25-16-Platte (c), Referenzplatte (d), 50-8-Platte (e) und 25-8-Platte (f).

Für die Versuche wird der Versuchsstand mit Hilfe der Kühlplatte zunächst stets auf eine homogene Temperatur von 50 °C gebracht. Anschließend wird die Heizplatte eingeschaltet, wobei eine konstante Gesamtleistung von 1 kW vorgegeben wird. Die Fluidtemperatur wird währenddessen auf 55 °C eingestellt. Als Vorspannung wird eine Last von 100 kg aufgebracht. Aufgrund der thermischen Ausdehnung der Platten steigt dieser Wert dann im Laufe der Messungen an. Wenn sich nach zwei Stunden ein stabiles Temperaturprofil eingestellt hat, werden anhand dieses Profils die Auswertungen vorgenommen. Den schematischen Ablauf des Aufheizzyklus zeigen Abbildung 5-20 und Tabelle 10-18.

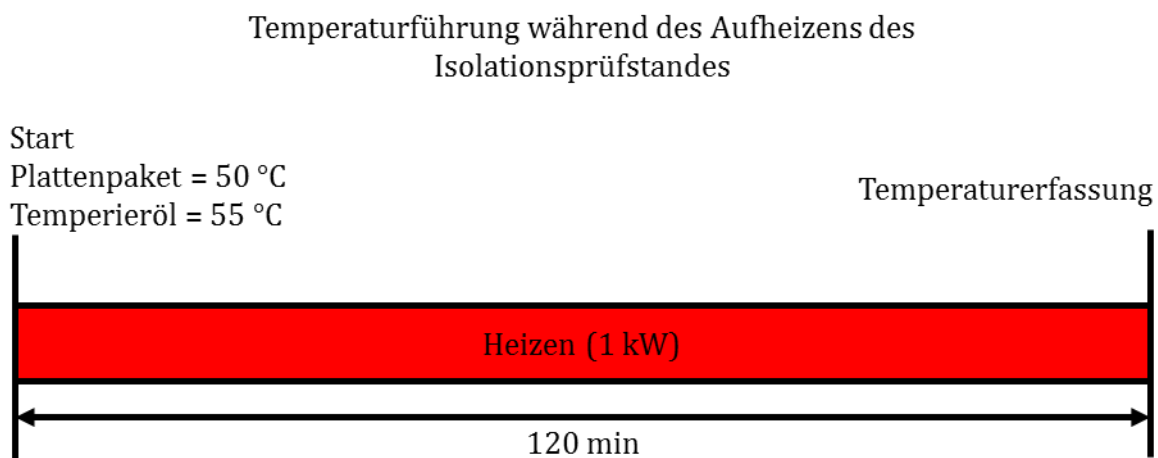


Abbildung 5-20: Schematische Darstellung des Aufheiz-Zyklus für den Isolationsprüfstand, welcher zur Bewertung der Isolationseignung von Einsatz-Strukturierungen genutzt wird.

Jede Messung wird dabei zur Absicherung der Ergebnislage zweimal durchgeführt. Begleitet werden die Versuche durch Abaqus Simulationen, um Wärmeströme und resultierende Kenngrößen ermitteln zu können, welche nicht direkt gemessen werden können, wie etwa Wärmeströme.

Vorstellung und Diskussion der Versuchsstands-Messungen

Der beschriebene Versuchsaufbau des Isolationsprüfstandes wurde vor dem Einsatz der strukturierten Isolationskomponenten einer Messsystemanalyse unterzogen, um die Reproduzierbarkeit der Ergebnisse, zu erwartende Schwankungen und mögliche Fehlerquellen zu identifizieren. Zu diesem Zweck wurde die unstrukturierte Referenzplatte ($R_q = 0,8 \mu\text{m}$) eingesetzt. Zur Untersuchung der Streuung wurde der beschriebene Heizzyklus insgesamt vier Mal, an zwei aufeinanderfolgenden Versuchstagen, unter vergleichbaren Randbedingungen durchgeführt. Für die

Auswertung der Performance einzelner Strukturen wird später das erwähnte Temperaturprofil zum Ende des Heizzyklus verwendet. Daher erfolgt auch die Beurteilung anhand dieses nach zwei Stunden aufgenommenen Temperaturprofils. Die relative Standardabweichung, welche bei diesen Messungen festgestellt wurde, lag im Schnitt unter 1 % und schwankte Absolut um nicht mehr als 2 °C. Der Messaufbau kann daher grundsätzlich als stabil angesehen werden, weshalb die zweifache Messung jeder Struktur für eine ausreichende Datenlage sorgen sollte. Neben der guten Reproduzierbarkeit der Ergebnisse bei konstanten Randbedingungen konnten drei mögliche Hauptfehlerquellen im Hinblick auf die weiteren Versuche identifiziert werden, welche es daher zu überwachen und möglichst zu meiden gilt. Zunächst muss die äußere Silikat-Wolle-Isolation bei jeder Neuordnung des Plattenpaketes möglichst vergleichbar wieder angebracht werden. Des Weiteren sind vor allem die Vorlauftemperatur des Temperieröls und die eingestellte Vorspannkraft sorgfältig zu prüfen.

Die isolierende Wirkung der strukturierten Platten führt zu einer Erhöhung vor und einer Verminderung der Temperaturen hinter der Struktur. Dieses Phänomen kann am besten durch die Messstellen I1, direkt vor der Struktur, in der Isolationsplatte und M1, direkt hinter der Strukturplatte, nachvollzogen werden. Abbildung 5-21 zeigt exemplarisch die Temperaturverläufe an diesen Messstellen für die Referenzplatte mit Kreuzschliff ($R_q = 1,6 \mu\text{m}$) sowie die beiden effektivsten Strukturen, die Kalottenplatte und die Taschenstruktur mit einer Taschentiefe von 16 mm bei einer Restkontaktfläche von 25 % (Kürzel 25-16-Platte). Die Abweichungen von der Referenz für die nicht aufgezeigten Strukturen fielen entsprechend geringer aus. Vor der Struktur nimmt die Temperatur von rund 190 °C bei der Referenzplatte um mehr als 90 °C für die 25-16-Platte und um rund 170 °C für die Kalottenplatte zu. Auffällig ist der vergleichsweise starke Anstieg im Falle der 25-16-Platte, welcher erst nach ca. 1.800 s von der Kalottenplatte aufgeholt bzw. übertroffen werden kann. Dieses Phänomen ist darauf zurückzuführen, dass die Wärmekapazität der 25-16-Platte aufgrund der entfernten Menge an Stahl deutlich verringert ist, was eine anfangs schnellere Erwärmung begünstigt. Die zu erwärmende Masse der Kalottenplatte ist im Vergleich deutlich größer. Dies zeigt sich auch in der mit 7,9 K/min höchsten Aufheizrate in der 25-16-Platte (vgl. Kalottenplatte mit maximal 7 K/min). In der Referenzmessung wurden maximal 5 K/min erreicht. Nach der initialen Aufheizung gewinnt aber die offenkundig stärkere Isolationswirkung der Kalottenplatte – insbesondere aufgrund der geringen Kontaktfläche – an Bedeutung, wodurch die erreichbare Maximaltemperatur gesteigert werden kann.

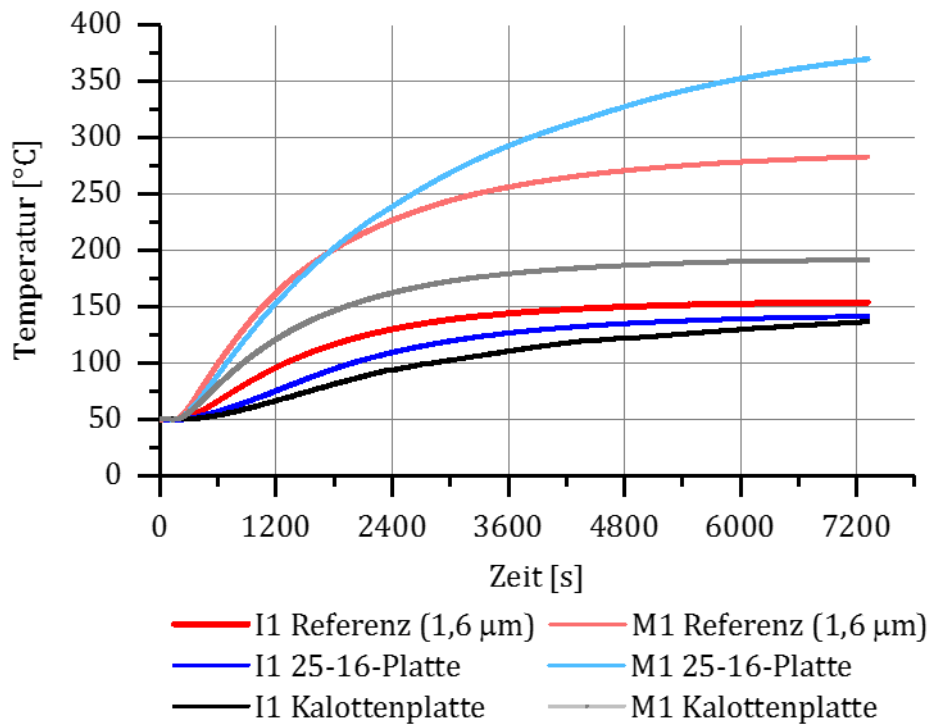


Abbildung 5-21: Zeitliche Entwicklung der experimentell aufgenommenen Temperaturen an den Messstellen I1 und M1 für ausgewählte Strukturen im Isolationsprüfstand.

Bereits nach 900 s übersteigt die Heizrate der Kalottenplatte die der 25-16-Platte und bleibt anschließend auch oberhalb dieser Struktur, wodurch sich auch im Bereich der Heizrate die gleiche Rangfolge der Strukturen hinsichtlich der Isolationswirkung einstellt. Mit der 50-16-Platte wurde nur mehr eine Rate von 6,5 K/min erreicht. Die Werte der Strukturen mit einer Taschentiefe von 8 mm liegen jeweils leicht unterhalb ihres Gegenstücks mit größerer Tiefe, so werden 6,7 K/min (25-8-Platte) respektive 5,7 K/min (50-8-Platte) erreicht. Die Betrachtung des Temperaturprofils nach der zweistündigen Heizphase über den gesamten Messaufbau zeigt ein vergleichbares Bild. Abbildung 5-22 zeigt neben dem Temperaturprofil für die Referenzplatte das Profil für die Struktur mit der geringsten Isolationswirkung (50-8-Platte) sowie mit der 25-16-Platte und der Kalottenplatte die effektivsten, metallischen Strukturen. Auffallend ist, dass die Temperaturen vor der Struktur sich deutlich stärker unterscheiden, als dies hinter der Struktur in Richtung der Kühlplatte der Fall ist. Aber auch hier zeigt sich das gleiche Bild hinsichtlich der Isolationswirkung: Durch den Einsatz der Kalottenplatte etwa kann die Temperatur hinter der Struktur am Messpunkt M1 um 17,4 °C abgesenkt werden. Bezogen auf die Referenzplatte entspricht dies einer Reduktion um 11 %. Direkt vor der Struktur kann

die Temperatur gar um 178,6 °C, gut 93 %, gesteigert werden. An dieser Stelle wird der Unterschied zwischen der Kalottenstruktur mit drastisch verringerter Kontaktfläche und den Taschenstrukturen besonders deutlich. Für diese fallen die Temperatursteigerungen mit 48 % (25-16-Platte), 27 % (25-8-Platte), 16 % (50-16-Platte) und 9 % (50-8-Platte) durchweg deutlich niedriger aus. Dies lässt bereits vermuten, dass ähnlich zur Massenreduktion durch Taschen (vgl. Abschnitt 5.2.1), auch eine damit einhergehende Isolationswirkung kaum effektiv eingesetzt werden kann.

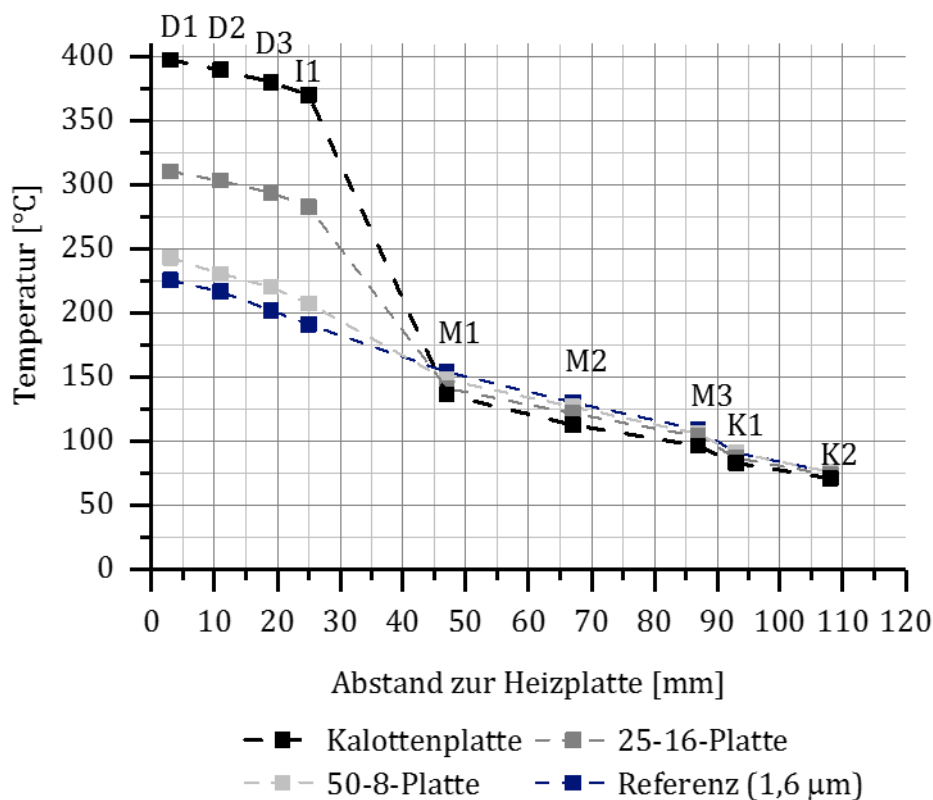


Abbildung 5-22: Temperaturprofile nach einem zweistündigen Heizzyklus für ausgewählte Strukturen im Realversuch auf dem Isolationsprüfstand.

Es sei an dieser Stelle darauf hingewiesen, dass mit einer steigenden isolierenden Wirkung in diesem Aufbau auch das Ausmaß der Unterschätzung des Effektes zunimmt. Dies hängt mit der Vorlast bzw. der durch die unterschiedliche thermische Ausdehnung verschiedene Endlast zusammen. Während die Referenzplatte einen Anstieg von 100 kg auf rund 2.200 kg nach der zweistündigen Heizung mit sich bringt, erzeugt die 25-16-Platte einen Anstieg auf rund 3.200 kg. Der stärkere Temperaturanstieg vor der Struktur, welcher durch die deutlich geringere Verringerung der Temperatur hinter der Struktur nicht kompensiert werden kann, ruft also eine

deutlich größere Ausdehnung des Plattenpaketes und damit eine Steigerung der Belastung hervor. Für die Kalottenplatte war die Zunahme derart groß, dass während der Messung zweimal manuell von 3.000 kg auf 1.000 kg entlastet werden musste, um die Lastzelle nicht zu zerstören. Durch den steigenden Druck wird allerdings der thermische Widerstand an den Grenzflächen verringert (vgl. Abschnitt 3.4.3), wodurch die isolierende Wirkung reduziert wird. Hier kommt der anfangs erwähnte Kompromiss hinsichtlich der Spannvorrichtung zum Tragen.

Um die resultierenden Kontaktwärmeübergangskoeffizienten näherungsweise bestimmen zu können, wurde der Versuchsstand ergänzend in Abaqus 6.14-1 modelliert. Für die Wärmequelle und die Wärmesenke konnte für die Simulation auf bewährte Modelle und Randbedingungen zurückgegriffen werden. Die Modellierung des Kontaktwärmeübergangs erwies sich als wesentliche Stellgröße für die Anpassung der Simulation an das reale Messregime, vor allem hinsichtlich der eingebrachten Strukturen. Legt man das in Gleichung (3.30) formulierte Mikic-Modell für die Referenzmessung mit $R_q = 1,6 \mu\text{m}$ und einer Last von 2000 kg an, so liegt der berechnete Wärmeübergangskoeffizient bei $1.067 \text{ W/m}^2\text{K}$. Mit diesem Wert weichen die simulierten Temperaturprofile jedoch deutlich von den realen Messwerten ab. Der Koeffizient wurde in der Folge iterativ angepasst, um die Simulationsergebnisse in Richtung der Messwerte zu fitten. Die beste Übereinstimmung konnte für einen Koeffizienten von $8.000 \text{ W/m}^2\text{K}$ erreicht werden, ein Wert der deutlich oberhalb der Berechnung nach Mikic liegt. Abbildung 5-23 zeigt die resultierenden Temperaturverläufe für beide Koeffizienten auf, wobei die Messkurve aufgrund der Überdeckung mit der iterativ angepassten Simulation nicht zusätzlich aufgeführt ist. Dieser Wert ergibt auch für die Strukturen mit 50 % Restkontaktfläche eine gute Deckung. Für die Platten mit 25 % Restkontaktfläche weichen die Ergebnisse ebenfalls nur wenig ab, die Ergebnisse legen aber die Verwendung eines Koeffizienten von $10.000 \text{ W/m}^2\text{K}$ nahe.

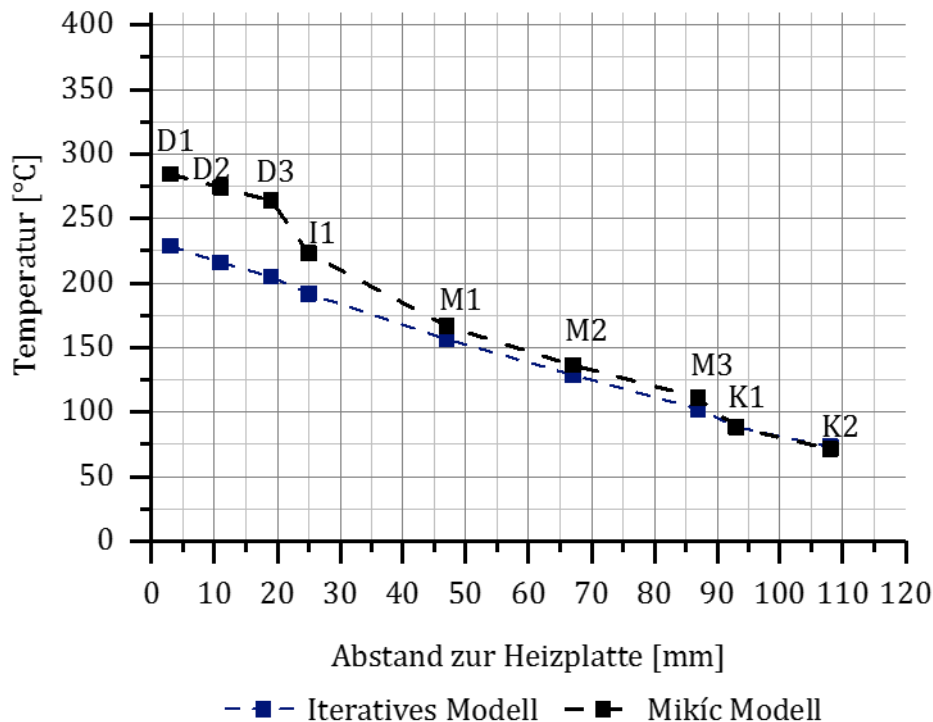


Abbildung 5-23: Simulierte Beeinflussung des Temperaturprofils durch den Wärmeübergangskoeffizienten im Isolationsprüfstand für die Referenzplatte.

Für die Kalottenplatte weichen auch hier die Werte deutlich ab, sodass erst mit einem Koeffizienten von $40.000 \text{ W/m}^2\text{K}$ eine gute Überdeckung erreicht wird. Es sei an dieser Stelle aber darauf hingewiesen, dass diese Werte keinesfalls als Absolutwert gesehen werden sollten. Sie verdeutlichen lediglich die Größenordnung, in welcher sich der reale Koeffizient bewegt. Dies gilt vor allem für die Kalottenplatte, was durch den starken Einfluss der Netzweite auf die Ergebnisse klar wird. Änderungen hier können schnell zu großen Abweichungen im ermittelten Koeffizienten führen, wenngleich sich die Werte für feine Netze stabilisieren. Aufgrund der geringen Größe der Strukturelemente haben an dieser Position Veränderungen in der Vernetzung einen besonders großen Einfluss. Auch wenn die ermittelten Koeffizienten nur einen Eindruck der Wirksamkeit vermitteln können, so können doch die auftretenden Phänomene anhand der Simulation gut nachvollzogen werden. Allen Strukturen gemein ist eine unterschiedlich stark ausgeprägte Inhomogenisierung der Wärmeströme vor und hinter der Struktur. Die Phänomene, welche zu dieser Ausprägung führen, sind jedoch für Rippen bzw. Taschen und Kalotten unterschiedlich. Die Flächenreduktion auf 50 % zeigt kaum eine Wirkung auf die Wärmeströme, ebenso ist die Reduktion auf 25 % nur von untergeordneter Bedeutung. Die damit

einhergehende Verschlinkung der Rippen wirkt sich hier deutlich stärker aus. Die Temperaturdifferenz, welche sich durch die dünnen Rippen einstellt ist aufgrund des erhöhten konduktiven Widerstandes größer, als die an der Grenzfläche erreichte Differenz, welche aus der Reduktion der Kontaktfläche herrührt. Als Idealfall ist aus thermischer Sicht eine dünne, im Verhältnis zur Plattendicke lange Rippe anzusehen. Diese Form ist aus mechanischer Sicht im Hinblick auf die hohen Drücke nachteilig. Anders verhält es sich für eine Struktur, wie sie für die Kalottenplatte verwendet wurde. Durch die drastisch verringerte Kontaktfläche und die starke Einschnürung der Geometrie steigert sich die simulierte Wärmestromdichte im Bereich der Kalotte um den Faktor 100. Dies bedingt allerdings gleichzeitig eine Erhöhung des Wärmeübergangskoeffizienten (vgl. Formel (3.25)) um das Fünffache, wodurch dieser Umstand letztlich eine Widerstandserhöhung um den Faktor 20 hervorruft. Die resultierende isolierende Wirkung ist also trotz der Reduktion noch eindeutig vorhanden. Weiter unterstützt wird die isolierende Wirkung durch den konduktiven Widerstand, welcher sich durch den geringen leitenden Querschnitt erhöht. Die Folge ist eine hohe Temperaturdifferenz innerhalb der Kalottenelemente, mit ca. 90 °C ist sie fast doppelt so hoch wie die in den Stegen der Taschen erreichte. Für Kalottenstrukturen ist es daher sinnvoll, die Strukturen mit möglichst kleinen Elementen aufzubauen und auf geringer Länge eine maximale Einschnürung zu erzeugen, um den resultierenden Widerstand maximal werden zu lassen.

Auch wenn im Vergleich zum Vollmaterial deutliche Unterschiede erreicht werden konnten, ist die Größenordnung der Verbesserungen für die technische Anwendbarkeit als kritisch zu sehen. Der Widerstand kann etwa mit der 25-16-Platte vervierfacht werden, einem Isolationsmaterial kommt sie damit dennoch nicht nahe genug. Materialien, wie die im Werkzeug eingesetzten Dämmplatten, erhöhen den Widerstand um etwa den Faktor 90 und senken die Wärmeleitfähigkeit der Kontaktschicht auf 0,3 W/mK ab. Zwar bringen strukturierte Metallkomponenten mit Luft einen sehr guten Isolator mit einer Leitfähigkeit von nur 0,038 W/mK in das System ein, diese kommt aufgrund der hohen Leitfähigkeit des Metalls aber kaum zum Tragen. Für eine effektive Dämmung müssten die Widerstände in Reihe geschaltet sein und nicht, wie hier geschehen, parallel. Dass speziell die Taschenstruktur keine Wirksamkeit zeigt, konnte bereits in Abschnitt 5.2.1 unter einer anderen Zielgröße beobachtet werden. Aufgrund der erwartbar geringen Performance werden die metallischen Strukturen für die Variothermie-Betrachtungen nicht weiter berücksichtigt. Stattdessen soll der Einfluss der eingesetzten Isolationen bzw. ihr Fehlen überprüft werden.

Bewertung des Einflusses von Isolationen auf die Variothermie

Isolationen werden grundsätzlich als effektives Mittel zur Reduktion der Masse, welche temperiert werden muss, eingesetzt. Die Wirksamkeit für das Zwillingssplatten-Werkzeug konnte dabei für bestimmte Szenarien bereits nachgewiesen werden [15]. Im Folgenden soll nun der Einfluss der Isolation bzw. deren Fehlen im Zusammenhang mit den vordefinierten Szenarien untersucht werden. Abbildung 5-24 zeigt den simulierten Temperaturverlauf für einen Einsatz gemäß dem im Werkzeug verbauten Standard mit und ohne die Verwendung der Isolationsplatten. Die isolierte Variante wurde bereits in Abbildung 4-4 gezeigt (entspricht Tabelle 5-1: Isolierung *Ja*), bei der nicht isolierten Variante sind die Platten aus Isoliermaterial durch Platten aus dem Stahl 1.1730 ersetzt (entspricht Tabelle 5-1: Isolierung *Nein*).

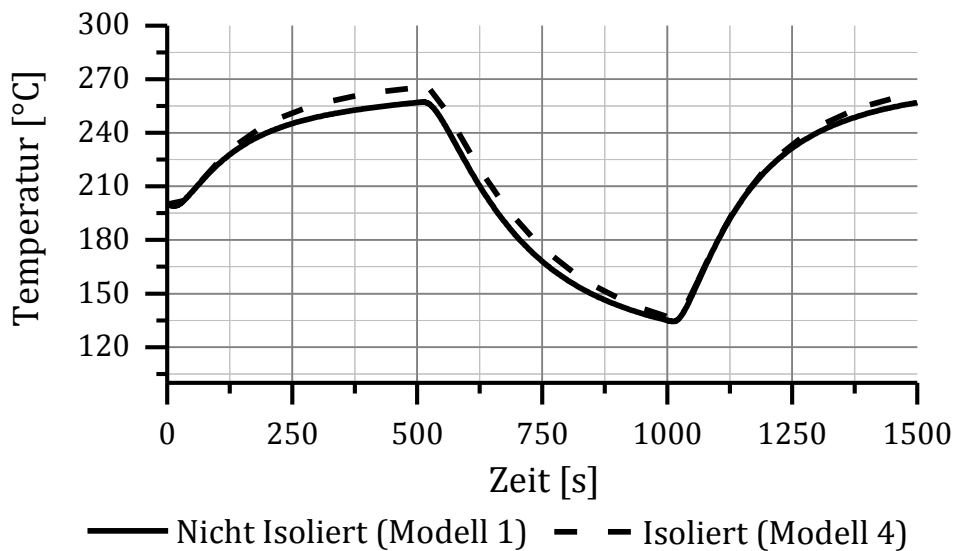


Abbildung 5-24: Simulierter Vergleich des Temperaturverlaufes am Messpunkt FLTf1 für einen nicht isolierten und einen isolierten Einsatz über einen variothermen Heizen-Kühlen-Heizen-Zyklus (vgl. Tabelle 10-15) für das Zwillingssplatten-Werkzeug (vgl. Tabelle 5-1).

Die auftretenden Unterschiede über den Zyklus fallen insgesamt eher gering aus, zeigen aber eine durch das Fehlen der Isolation verschlechterte Dynamik auf. Die maximal erreichte Temperatur nimmt um 8,3 C auf 257 °C ab und liegt damit nur noch bei 85,6 % der Öltemperatur. Dies war auf Basis der bisherigen Erkenntnisse zu erwarten. Es sei aber darauf hingewiesen, dass sich der Hauptvorteil erst über mehrere Gießzyklen hinweg voll entfalten kann, wenn eine größere Wärmemenge in Richtung des Formrahmens abfließen kann oder eben nicht. Auf diese Weise lässt

sich erklären, warum der Effekt in der entsprechenden Literatur als stärker dargestellt wird, als er in diesem Szenario nachgewiesen werden kann. Die Auswirkungen auf den Kühlzyklus zeigt Abbildung 5-25.

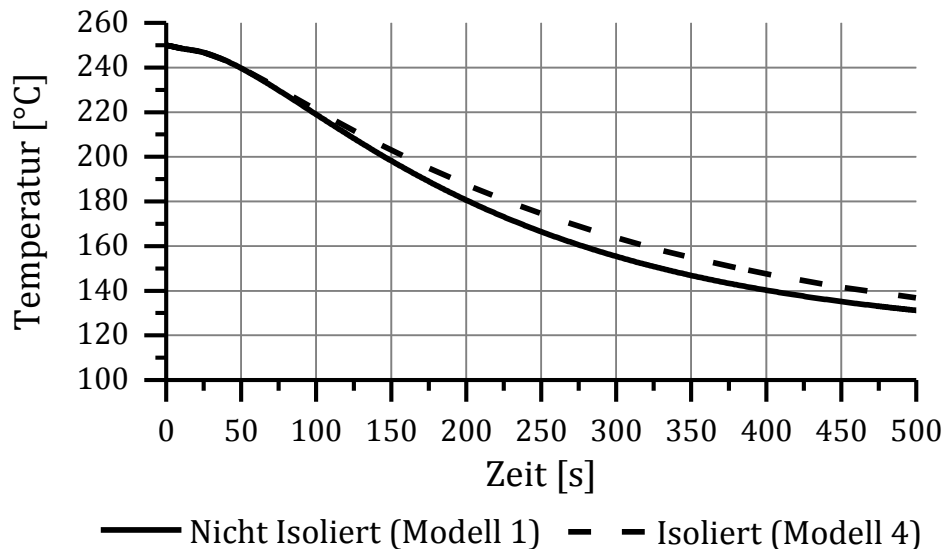


Abbildung 5-25: Simulierter Vergleich des Temperaturverlaufes am Messpunkt FLTf1 für einen nicht isolierten und einen isolierten Einsatz über einen Kühlen-Zyklus (vgl. Tabelle 10-15) für das Zwillingssplatten-Werkzeug (vgl. Tabelle 5-1).

Der Kühlzyklus profitiert im Gegensatz zum ersten Szenario von einer fehlenden Isolation. Die minimale Temperatur kann hier um 5,6 °C auf 131,2 °C gesenkt werden, was mit dem stärkeren Wärmeabfluss in den vergleichsweise kalten Formrahmen zusammenhängt. Wenngleich in diesem Fall der Einsatz von Isolationen zunächst negativ erscheint, ist er insgesamt eher positiv zu bewerten. Im Zuge der bisher durchgeführten Studien war stets die Heizperiode als kritisch für die Zielerreichung anzusehen. An dieser Stelle hilft die Isolation des Werkzeugeinsatzes direkt. Hinsichtlich des Kühlzyklus wird die Performance so zwar zunächst verschlechtert, auf lange Sicht ist sie aber auch hier insofern von Vorteil, dass der andernfalls kaum kontrollierbare Wärmefluss in den Formrahmen vermindert wird.

5.3. Potentialbetrachtung der untersuchten Maßnahmen

In den vorangegangenen Abschnitten 5.1 und 5.2 wurden diverse Maßnahmen zur Steigerung der Adaptivität des Temperiersystems vorgestellt und untersucht. Die Betrachtung der einzelnen Maßnahmen erfolgte bislang isoliert voneinander, im Folgenden sollen nun auch Kombinationen der Maßnahmen betrachtet werden. Neben den bisher vorgestellten Maßnahmen wird auch der Einsatz zweier weiterer

Optionen bei der Wahl des Werkzeugmaterials beleuchtet. Mit dem HTCS-130 der Firma Rovalma (entspricht Tabelle 5-1: Material *HTCS*) und dem Anviloy 1350 Werkstoff der Firma Weldstone (entspricht Tabelle 5-1: Material *Anviloy*) werden zwei Materialien betrachtet, welche eine höhere Wärmeleitfähigkeit aufweisen als der bisher ausschließlich betrachtete 1.2343-Stahl (entspricht Tabelle 5-1: Material *1.2343*). Auf diese Weise soll mittels realer Konstruktionswerkstoffe untersucht werden, inwiefern die vorgestellten Maßnahmen noch weiter verbessert werden können. Die Bewertung anhand der bereits eingeführten Zielgrößen soll letztlich zusammenfassend darlegen, welche Maßnahmen sich am besten für die Unterstützung der variothermen Prozessführung eignen. Die zentrale abschließende Frage, welche es im folgenden Abschnitt zu beantworten gilt, ist, inwiefern die Variothermie unter Berücksichtigung der vorgestellten Maßnahmen für den Druckgussprozess vorteilhaft eingesetzt werden kann.

5.3.1. Beeinflussung der Heiz- und Kühlperformance

In den vorangegangenen Abschnitten wurde auf den Einfluss einzelner Maßnahmen auf die Heiz- und Kühlperformance des Temperiersystems eingegangen. Die beiden dazu verwendeten Prüfszenarien (vgl. Tabelle 10-15) kommen auch in diesem Abschnitt zur Anwendung und werden für die Bewertung genutzt. Für eine übersichtlichere Betrachtung werden die Werkzeugmodelle in zwei Gruppen unterteilt: jene, welche auf konventionellem Weg gefertigt werden können, und solche, welche auf generative Fertigung angewiesen sind. Zugrunde liegt allen Modellen der im Versuchswerkzeug Zwillingssplatte realisierte Standard, weshalb nur für ausgewählte Modelle auf eine Isolierung verzichtet wird. Sofern nicht anders vermerkt, ist daher stets ein isolierter Werkzeugeinsatz gemeint. Abbildung 5-26 zeigt den Temperaturverlauf am Werkzeug über den variothermen Heizen-Kühlen-Heizen-Zyklus hinweg für die konventionell fertigmachen Werkzeugvarianten. Für die betrachteten Varianten kommen der Einsatz bzw. das Fehlen von Isolierungen sowie die Variation des Werkzeugmaterials zum Tragen. Als erste Erkenntnis kann festgehalten werden, dass alle Konfigurationen es ermöglichen die eingebrachte Heiz- bzw. Kühlleistung zu kompensieren. So kann zum Abschluss des Zyklus nach 1500 s stets die gleiche Temperatur erreicht werden wie nach 500 s.

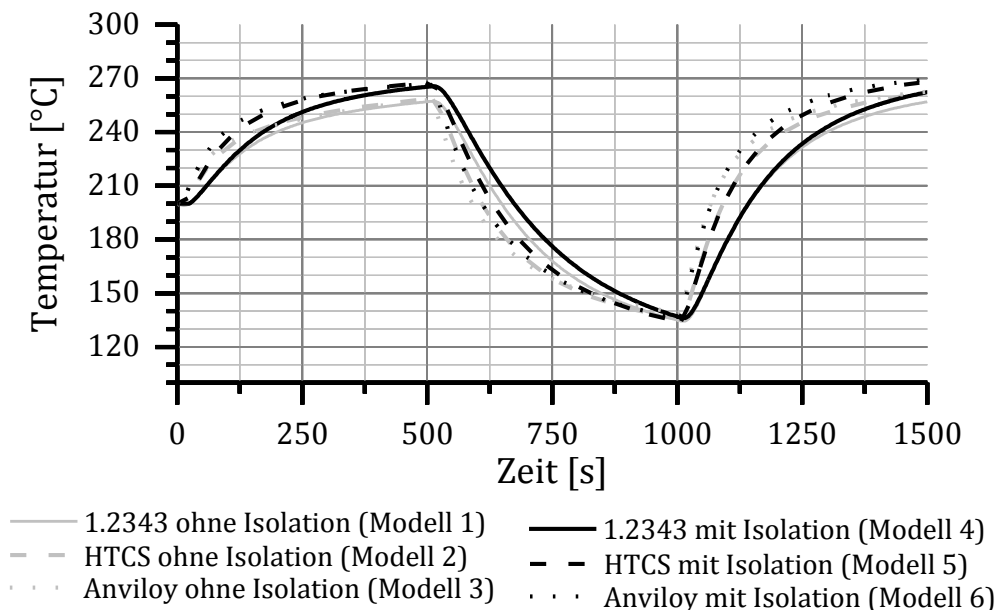


Abbildung 5-26: Simulierter Vergleich der Performance einer konventionellen Temperierkanalgeometrie am Messpunkt FLTf1 während des variothermen Heizen-Kühlen-Heizen-Zyklus (vgl. Tabelle 10-15) für ausgewählte Werkzeugmodelle des Zwillingssplatten-Werkzeugs (vgl. Tabelle 5-1).

Hinsichtlich des Einsatzes von Isolationen kann für alle betrachteten Varianten ein positiver Einfluss hinsichtlich der maximal erreichbaren Temperaturen im Werkzeug festgestellt werden: Die maximale Temperatur steigt für einen Einsatz aus 1.2343 von 257 °C um 8,3 °C auf 265,3 °C an (vgl. Tabelle 5-2). Die Zugewinne liegen für den HTCS-Einsatz mit 9,1 °C und den Anviloy-Einsatz mit 9 °C in einer ähnlichen Größenordnung. Im gleichen Zug nehmen auch die maximalen und im Durchschnitt erreichten Heizraten zu, wenngleich die Zugewinne hier nur im Bereich von 0,01 bis 0,04 K/s liegen. Hinsichtlich der maximalen Heizleistung eines Systems kann die Isolation entsprechend, vor allem aufgrund der erhöhten Endtemperaturen, als positiv gewertet werden. Auch beim Einsatz von konturnahen Temperierungen können hier Verbesserungen erreicht werden, wenngleich diese etwa für 1.2343 mit nur 5 °C geringer ausfallen als bei konventionellen Varianten. Grund dafür ist die im konturnahen Modell größere Distanz zwischen Isolationsplatte und Temperierung, wodurch die Heizleistung weniger stark durch Maßnahmen auf der Rückseite des Einsatzes beeinflusst werden. Zudem ist das Temperatur-Grundniveau bzw. die Temperaturdifferenz zwischen Temperiermedium und Einsatzoberfläche geringer. Die Ergebnisse für den Einsatz konturnaher Temperierungen werden an späterer Stelle ausführlicher diskutiert. Hinsichtlich der Dynamik der Tem-

perierung zeigt sich über den betrachteten Zyklus ein geringfügig negativer Einfluss: So steigt die Zeit für das Erreichen des 20 °C-Kriteriums für den 1.2343-Einsatz durch eine Isolation von 116 auf 118,5 s an (vgl. Tabelle 5-2). Für den HTCS (+1,5 s) und den Anviloy-Einsatz (+1,2 s) ist dieses Phänomen ebenfalls zu beobachten. Zurückzuführen ist dieses Phänomen darauf, dass auch die stationär temperierte Seite von der Isolation profitiert und es daher länger dauert, ein bestimmtes Temperaturdelta zwischen beiden Einsätzen an den Messstellen FLTf1 und FRTf1 zu erzeugen.

Im Vergleich dazu ist der Einsatz von Formwerkstoffen mit höherer Wärmeleitfähigkeit als durchweg positiv zu beurteilen. Die Steigerung von 27 W/mK (1.2343) auf 60 W/mK (HTCS) bzw. 90 W/mK (Anviloy) führt sowohl hinsichtlich der Dynamik als auch der erreichten Endtemperaturen zu einer Verbesserung. Während die Gewinne im Bereich der Endtemperatur für die isolierten Varianten mit 2,2 °C bzw. 1,7 °C und damit bei weniger als 1 % liegen, ist es vor allem die Dynamik des Temperiersystems die profitiert. Die maximale Heizrate kann von 0,33 K/s auf 0,49 K/s (+48 %) bzw. 0,65 K/s (+97 %) gesteigert werden. Damit einhergehend sinkt die zum Erreichen des 20 °C-Kriteriums benötigte Heizzeit von 118,5 s auf nur noch 74 s für den HTCS-Einsatz respektive 52 s für den Anviloy-Einsatz. Allein durch die Anpassung des Materials kann somit eine Zeitersparnis von 56,2 % erreicht werden. Einen Aufschluss über die Effizienz des Systems gibt die Nähe der erreichten Maximaltemperatur des Einsatzes zur gewählten Medien-Temperatur. Für das bestehende Werkzeug liegt dieses Verhältnis bei 88 % und kann durch den Einsatz der vorgestellten Werkstoffe auf 89 % erhöht werden. Die beschriebenen Auswirkungen der unterschiedlichen Werkzeugmaterialien lassen sich auch auf die Modelle mit konturnaher Temperierung übertragen. Abbildung 5-27 zeigt die Temperaturverläufe für die konturnah temperierten Werkzeugeinsätze. Zur besseren Vergleichbarkeit ist auch der Temperaturverlauf für das Referenzmodell mit aufgetragen.

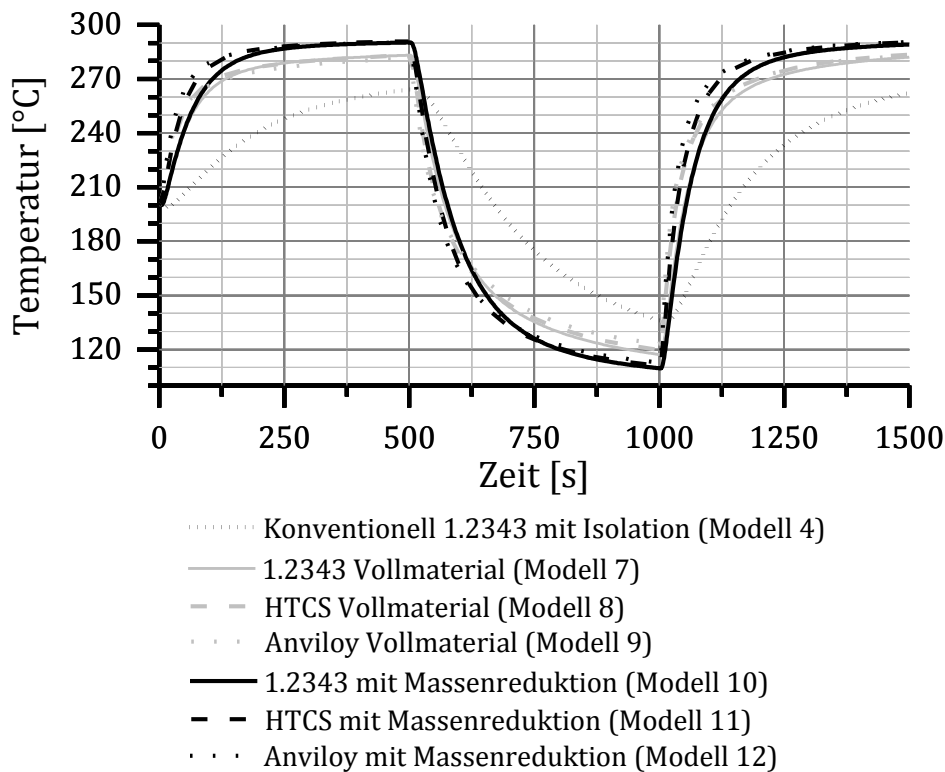


Abbildung 5-27: Simulierter Vergleich der Performance einer konturnahen Temperierkanalgeometrie am Messpunkt FLTf1 während des variothermen Heizen-Kühlen-Heizen-Zyklus (vgl. Tabelle 10-15) für ausgewählte Werkzeugmodelle des Zwillingssplattens-Werkzeugs (vgl. Tabelle 5-1).

Vergleicht man Abbildung 5-26 und Abbildung 5-27 miteinander, wird schnell deutlich, dass der Einsatz einer konturnahen Temperierung sowohl die Maximalwerte als auch die Dynamik in starkem Maße positiv beeinflusst. Die prozentualen Verbesserungen, welche für die unterschiedlichen Werkzeugmaterialien erreicht werden können, sind auch für diese Kanalgeometrie mit jenen für konventionelle Temperierungen vergleichbar. Im vorliegenden Fall wird durch die konturnahe Temperierung die Werkzeugmasse zwischen Kavität und Temperierung, die effektive thermische Masse (vgl. Abschnitt 3.3.2), halbiert. Dies führt im Umkehrschluss zu einer Verdopplung der erreichbaren Heizraten. Die deutliche Gewichtszunahme durch den Einsatz von Wolfram (vgl. Gleichung (3.12)) wird dabei durch die in vergleichbarem Ausmaß reduzierte Wärmekapazität aus thermischer Sicht fast gänzlich egalisiert. Aufgrund dieser Tatsache verhält sich der Einfluss der drei unterschiedlichen Materialien analog zur jeweiligen Wärmeleitfähigkeit. Wird zum Referenzmodell einzig die Temperierkanalgeometrie variiert, so kann die erreichbare Endtemperatur um 17,9 °C auf 283,2 °C und damit auf ca. 94 % der Öltemperatur

gesteigert werden. In Bezug auf die maximale Heizrate kommt es zu einer Steigerung um etwas mehr als 100 % auf 1,1 K/s. Die Heizzeit sinkt gleichzeitig auf 34,9 s und kann somit auf ein Drittel der ursprünglichen Zeit gesenkt werden. Unter Verwendung von HTCS kann diese sogar auf 22,2 s und bei Anviloy auf 17,3 s gesenkt werden. Der Einfluss einer Massenreduktion, bezogen auf den Gesamteinsatz, wirkt sich im Vergleich zur Reduktion der effektiven thermischen Masse durch die Änderung der Kanalgeometrie deutlich schwächer aus. Diese Entwicklung hatte sich bereits in den Ausführungen in Abschnitt 5.2.1 abgezeichnet. Grund dafür ist, dass die gewählte Massenreduktion hinter der Temperierung erfolgt, wodurch der Wärmefluss zunächst nicht beeinflusst wird. Erst mit voranschreitender Heizzeit kommt die Wirkung dieser Maßnahme zum Tragen. Da die Gesamtmasse des Einsatzes verringert ist, führt ein gleichbleibender Wärmeeintrag an dieser Stelle zu einer stärkeren Erwärmung des Einsatzes. Während daher die Aufheizraten und Aufheizzeiten kaum beeinflusst werden, kann die Gesamteffizienz hinsichtlich der erreichbaren Maximaltemperaturen noch einmal um durchschnittlich 7 °C auf rund 290 °C und damit auf 96,6 % der Medien-Temperatur gesteigert werden.

Tabelle 5-2: Kennwerte für den simulierten, variothermen Heizen-Kühlen-Heizen Zyklus basierend auf den in Tabelle 5-1 beschriebenen Modellen.

Mo- dell -Nr.	Temperier- Geometrie	Isoliert	Topologie- Optimiert	Material	T_{Max} nach 500s [°C]	t_{Heizen} $\Delta T = 20\text{ °C}$ [s]
1	Konv.	Nein	Nein	1.2343	257,0	116,0
2	Konv.	Nein	Nein	HTCS	258,4	72,5
3	Konv.	Nein	Nein	Anviloy	257,9	50,8
4	Konv.	Ja	Nein	1.2343	265,3	118,5
5	Konv.	Ja	Nein	HTCS	267,5	74,0
6	Konv.	Ja	Nein	Anviloy	267,0	52,0
7	Konturnah	Ja	Nein	1.2343	283,2	34,9
8	Konturnah	Ja	Nein	HTCS	283,2	22,2
9	Konturnah	Ja	Nein	Anviloy	281,5	17,3
10	Konturnah	Ja	Ja	1.2343	290,3	37,2
11	Konturnah	Ja	Ja	HTCS	290,9	23,2
12	Konturnah	Ja	Ja	Anviloy	290,4	16,2

Der Einfluss der untersuchten Maßnahmen auf die Kühlleistung des Systems ist bereits auf Basis der Ausführungen zu Abbildung 5-26 und Abbildung 5-27 zu erahnen. Abbildung 5-28 zeigt nun die Auswirkungen auf die Temperaturverläufe während des Külen-Zyklus, welche aufgrund der vergleichbaren Startbedingungen für eine Beurteilung der jeweiligen Maßnahmen besser geeignet sind. Bei der Betrachtung der Ergebnisse zeigt sich, dass der Einsatz von Isolationen, unabhängig vom verwendeten Werkzeugmaterial, während eines Kühlzyklus über 500 s einen negativen Einfluss auf die Performance hat. Für einen Einsatz aus 1.2343 kann die minimal erreichbare Temperatur durch das Weglassen der Isolation um 5,6 °C auf 131,2 °C gesenkt werden. Ebenso verringert sich die Kühlzeit zum Erreichen des 20 °C-Kriteriums minimal auf 85 s, während die Kühlrate in der Spitze um 0,05 K/s auf 0,43 K/s ansteigt. Diese Tendenz findet sich in leicht abgeschwächter Form auch für die zwei zusätzlich betrachteten Materialien (siehe Tabelle 5-3). Grund für das stärkere Abkühlen bei fehlender Isolierung ist der direkte Kontakt zwischen Werkzeugeinsatz und Formrahmen. Im gewählten Szenario führt der mit 100 °C im Vergleich zum Einsatz relativ kalte Formrahmen zu einem merklichen Abfluss der Wärmeenergie in Richtung des Rahmens. Eine durchweg negative Bewertung von Isolationen in diesem Kontext ist auf dieser Grundlage aber nicht sinnvoll: Zum einen wird der Gradient zum Formrahmen aufgrund der schnelleren Erwärmung des Rahmens bei fehlender Isolation schneller kleiner als beim Einsatz von Isolierungen, wodurch der Wärmeabfluss eingeschränkt wird. Zum anderen wird bei der Betrachtung der Abkühlkurven in Abbildung 5-28 schnell deutlich, dass der vermeintlich positive Effekt der fehlenden Isolation erst außerhalb des für die Variothermie relevanten Zeitfensters greift. Für das Referenzmodell (Modell 4) bspw. nach 100 s, wobei das Kriterium wie bereits erwähnt schon nach 86 s erreicht wird (siehe Tabelle 5-3).

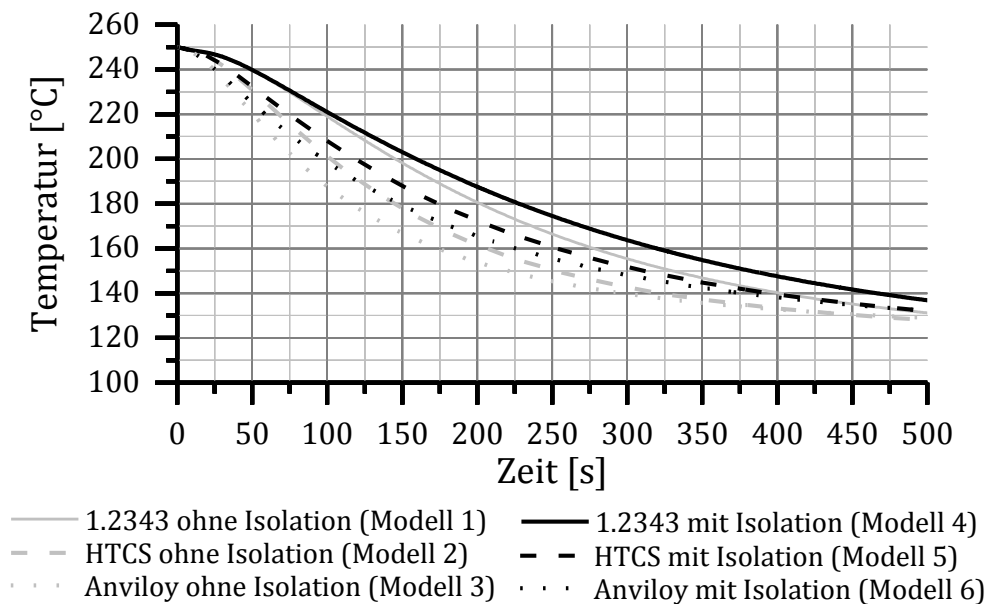


Abbildung 5-28: Simulierter Vergleich der Performance einer konventionellen Temperierkanalgeometrie am Messpunkt FLTf1 während des Kühlen-Zyklus (vgl. Tabelle 10-15) für ausgewählte Werkzeugmodelle des Zwillingssplatten-Werkzeugs (vgl. Tabelle 5-1).

Auch für den Kühlen-Zyklus ist es aber letztlich die Geometrie des Temperierkanals, welche die stärkste Wirkung auf die Performance des Gesamtsystems aufweist. Abbildung 5-29 zeigt die Abkühlkurven für die konturnah temperierten Einsätze im Vergleich zum Referenzmodell mit einer konventionellen Kanalgeometrie in einem Einsatz aus 1.2343 und einer Isolation. Durch die konturnahe Temperierung steigen die Abkühlraten in der Spitze um den Faktor drei auf 1,14 K/s für 1.2343 bzw. 1,43 K/s und 1,66 K/s für die Materialien mit höherer Leitfähigkeit. Dies führt gerade im besonders relevanten Anfangsstadium des Zyklus zu einer deutlich stärkeren Abkühlung, wodurch die benötigte Kühlzeit auf 25,2 s bzw. auf 19,1 s und 15,4 s gesenkt werden kann. Ebenfalls, wenn auch weniger stark, wird die Minimaltemperatur positiv beeinflusst. Sie sinkt etwa bei der Verwendung von 1.2343 nochmals auf rund 118 °C ab.

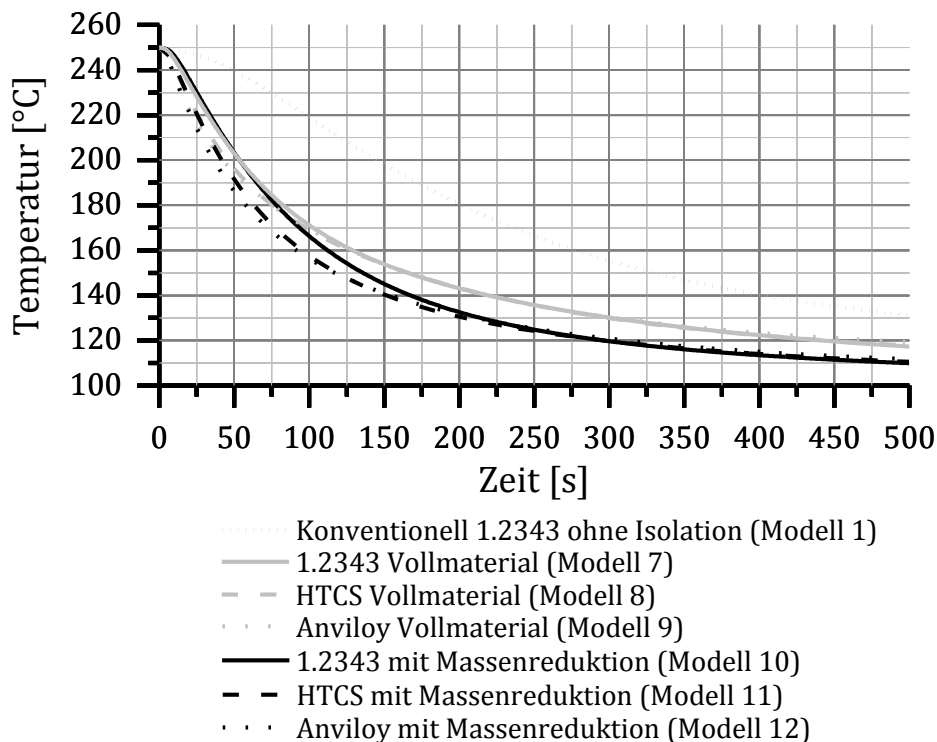


Abbildung 5-29: Simulierter Vergleich der Performance einer konturnahen Temperierkanalgeometrie am Messpunkt FLTf1 während des Kühlen-Zyklus (vgl. Tabelle 10-15) für ausgewählte Werkzeugmodelle des Zwillingssplatten-Werkzeugs (vgl. Tabelle 5-1).

Der Einfluss der Massenreduktion durch Topologieoptimierung fällt im Vergleich weit weniger deutlich aus. Ähnlich wie bei der Betrachtung von Isolierungen liegt der Unterschied vor allem im Bereich der erreichbaren Endtemperatur und nicht im Bereich der dynamischen Kenngrößen. Die minimal erreichbaren Temperaturen sinken nochmals um bis zu 8 °C, wobei die Einsatzvarianten mit höherer Leitfähigkeit weniger stark profitieren (vgl. Tabelle 5-3). Dies wiederum ist auf die generell höhere Effizienz dieser Modelle zurückzuführen, welche von dieser Maßnahme daher nicht im gleichen Maß profitieren kann, da die erreichbaren Endtemperaturen auch so bereits deutlich näher an der Medientemperatur liegen. Mit der Massenreduktion in Verbindung mit dem Einsatz eines Wolfram-Werkstoffes und einer konturnahen Temperierung kann letztlich die mit 15 s kürzeste Kühlzeit zum Erreichen des Kriteriums realisiert werden. Die ideale Einsatzmodifikation ist damit sowohl für das Heizen als auch das Kühlen identisch.

Tabelle 5-3: Kennwerte für den simulierten Kühlen-Zyklus basierend auf den in Tabelle 5-1 beschriebenen Modellen.

Mo- dell -Nr.	Temperier- geometrie	Isoliert	Topologie- Optimiert	Material	T_{Min} nach 500s [°C]	$t_{Kühlen}$ $\Delta T = 20\text{ °C}$ [s]
1	Konv.	Nein	Nein	1.2343	131,2	85,0
2	Konv.	Nein	Nein	HTCS	128,1	60,5
3	Konv.	Nein	Nein	Anviloy	129,0	47,5
4	Konv.	Ja	Nein	1.2343	136,8	86,0
5	Konv.	Ja	Nein	HTCS	132,0	60,8
6	Konv.	Ja	Nein	Anviloy	132,2	48,0
7	Konturnah	Ja	Nein	1.2343	117,3	25,2
8	Konturnah	Ja	Nein	HTCS	117,7	19,1
9	Konturnah	Ja	Nein	Anviloy	119,4	15,4
10	Konturnah	Ja	Ja	1.2343	109,9	26,0
11	Konturnah	Ja	Ja	HTCS	110,6	18,9
12	Konturnah	Ja	Ja	Anviloy	111,7	15,0

Einen Überblick über den Einfluss der untersuchten Maßnahmen auf die verschiedenen Aspekte der variothermen Temperierung gibt Tabelle 5-4, welche die Ergebnisse zusammenfasst. Wesentlich sind dabei die benötigten Zeiten, die erreichten Endtemperaturen und die Dynamik des aufgeprägten Temperaturwechsels. Ein sehr starker positiver Einfluss kann der konturnahen Temperierung attestiert werden. Der Einsatz konturnaher Temperierungen bringt in allen vier Kategorien die größten Zugewinne im Hinblick auf die variotherme Temperierperformance. Dies hängt mit der Reduktion der effektiven thermischen Masse zusammen, welche durch die größere Nähe der Temperierung zur Formoberfläche erreicht wird. Durch die Halbierung dieser Distanz wird auch die effektive thermische Masse annähernd halbiert, während die thermische Masse (vgl. Gleichung (3.12)) in diesem Fall gleich bleibt. Resultat dieser Annäherung ist zudem ein gesteigerter Wärmefluss bzw. eine gesteigerte Wärmestromdichte, welche mit zunehmender Kavitätäsnähe bei ansonsten gleichen Randbedingungen immer weiter ansteigt (vgl. Tabelle 3-3). Sowohl für die dynamischen als auch für die statischen Kenngrößen ist die Verbesserung daher deutlich (siehe Tabelle 5-4). Ebenfalls positiv, wenngleich weniger deutlich ausgeprägt, sind die Auswirkungen von Materialien mit erhöhter Wärmeleitfähigkeit.

Diese verbessern vor allem das Ansprechverhalten der Werkzeugeinsätze auf Änderungen der Temperatur des Temperiermediums. Im Hinblick auf erreichbare Temperaturen ist die Tendenz ebenfalls positiv, allerdings deutlich schwächer als beim Einsatz konturnaher Temperierkanalgeometrien. Zu erklären ist dieser Umstand durch die Tatsache, dass die höhere Leitfähigkeit zu einer schnelleren Verteilung der eingebrachten Wärmemenge im Einsatz führt. Dies hat wiederum zur Folge, dass auch der mit dem kälteren Formrahmen in Verbindung stehenden Rückseite der Einsätze mehr Wärme zufließen kann, was wiederum die maximal erreichbaren Temperaturen begrenzt.

Tabelle 5-4: Bewertung der mittels Simulation untersuchten Maßnahmen hinsichtlich ihres Einflusses auf die variotherme Temperierung.

	Konturnahe Kühlung	Erhöhte Wärmeleitfähigkeit	Massen- Reduktion	Isolierung
Heiz- / Kühlzeit	++	+	+	-
$T_{Max.}$	++	+	+	+
$T_{Min.}$	++	+	+	-
Dynamik	++	++	0	0

Als deutlich weniger förderlich für die variotherme Temperierung des Werkzeugs haben sich bei den durchgeführten Studien die gewählte Massenreduktion und der Einsatz von Isolierungen erwiesen. Durch die Reduktion der Masse wird auch die thermische Masse in gleicher Weise reduziert. Die effektive thermische Masse hingegen wird von dieser Maßnahme nicht beeinflusst, was wiederum zu der fehlenden Wirkung im Bereich der Dynamik führt. An diesem Umstand ließe sich nur durch eine Massenreduktion zwischen Temperierkanal und Kavität etwas ändern, was aus den in Abschnitt 5.2.1 genannten Gründen als kritisch zu bewerten ist. Dennoch birgt die Reduktion der Masse insofern einen Vorteil, dass durch den gleichen Energieeinsatz eine höhere bzw. niedrigere Temperatur erreicht werden kann. Die Effizienz des Systems hinsichtlich der Realisierung von möglichst der Medientemperatur entsprechenden Oberflächentemperaturen wird somit verbessert. Bezüglich der Dynamik von Temperierungen ist auch durch Isolation der Einsätze gegen den Formrahmen keine Verbesserung zu erzielen. Grund dafür ist ebenfalls die konstante, effektive thermische Masse. Die gezielte Reduktion der Einsatztemperatur wird durch Isolationen sogar erschwert, was auf die Entkopplung vom eher kalten Formrahmen zurückzuführen ist. Somit ist die ohne Isolation verbesserte Kühlleis-

tung eher eine Begleiterscheinung und weniger eine effektive, steuerbare Verbesserung. Vorteilhaft beim Einsatz von Isolationen ist, dass durch den verminderten Wärmeabfluss eine höhere Effizienz im Sinne einer höheren Endtemperatur beim Heizen erreicht werden kann. Insgesamt ist die Auswirkung des Einsatzes von Isolierungen auf die Adaptivität des Systems aber nur sehr gering. Aufgrund der in Abschnitt 3.3.2 und Abschnitt 5.2.2 aufgezeigten Vorteile bei einem Werkzeugbetrieb über mehrere Zyklen, wie er in der Praxis üblich ist, ist die Verwendung von Isolationen aber dennoch zu befürworten.

5.3.2. Beeinflussung hinsichtlich der Zykluszeit

Die erzielbaren Gewinne in Hinblick auf erreichbare Temperaturen und die Verbesserung der Dynamik durch die getroffenen Maßnahmen dienen letztlich vor allem der Optimierung der benötigten Zykluszeit. Diese war auf Basis der in Abschnitt 4.4 vorgestellten Ergebnisse für das bestehende Werkzeug als deutlich zu lang bewertet worden. Im folgenden Abschnitt sollen die Auswirkungen der Maßnahmen nun auf die prognostizierte Zykluszeit hin analysiert werden. Anhand ausgewählter Modellvarianten erfolgt anschließend die Betrachtung der Auswirkungen auf mehrere aufeinanderfolgende Zyklen.

Bisher ist einzig das bestehende Werkzeugkonzept auf sein Verhalten im Gießzyklus hin betrachtet worden, wobei die Abfolge der Prozessschritte auf Basis des variothermen Heizen-Kühlen-Heizen- und des Kühlen-Zyklus gestaltet wurde (siehe Abschnitt 4.4.2). Legt man das 20 °C-Kriterium bei der Prozesssteuerung an, so resultierte dies für das bestehende Werkzeug in einer Zykluszeit von 205,5 s und ist daher mit über drei Minuten als deutlich zu lang anzusehen, liegt die konventionelle Prozesszeit hier doch bei knapp einer Minute. Im vorangegangenen Abschnitt wurde bereits deutlich, dass das variotherme Heizen und Kühlen durch verschiedene Maßnahmen deutlich beschleunigt werden kann. In Tabelle 5-5 sind die unter Berücksichtigung des 20 °C-Kriteriums prognostizierten Zykluszeiten für alle betrachteten Modelle zusammengefasst. Die Unterschiede in der Effizienz der Maßnahmen spiegeln sich auch in den prognostizierten Zeiten wider. Das bestehende Werkzeugmodell mit konventioneller Temperierkanalgeometrie, implementierter Isolierung und dem 1.2343 Stahl als Grundwerkstoff dient im Folgenden als Referenzmodell (100 % Zykluszeit). Allein durch die Variation des Werkzeugmaterials können hier deutliche Verbesserungen erzielt werden. Durch den Einsatz von HTCS und der damit einhergehenden Verdopplung der Wärmeleitfähigkeit kann die Zykluszeit bereits um 34 % auf 134,8 s gesenkt werden. Wird die Wärmeleitfähigkeit durch den Einsatz des Wolfram-Werkstoffes Anviloy verdreifacht, kann sogar einer Reduktion um 51 % auf 100 s erreicht werden. Noch stärker wirkt sich der Einsatz

konturnaher Temperierungen aus, deren Einfluss bereits in Abschnitt 5.3.1 als sehr groß klassifiziert wurde. Ausgehend von der Referenz kann die Zykluszeit allein durch diese Maßnahme um 71 % auf 60,1 s gesenkt werden. Der Einsatz konturnaher Temperierungen stellt damit die effizienteste Maßnahme zur Steigerung der Adaptivität des Gesamtsystems dar. In Kombination mit Materialien mit erhöhter Leitfähigkeit kann die Performance noch weiter gesteigert werden. Das Optimum wird schließlich durch den Einsatz einer konturnahen Temperierung in Kombination mit einer Massenreduktion in einem Anviloy-Einsatz erreicht. Mit 31,2 s, entspricht 15 % der Referenzmodell-Zykluszeit, liegt nun die Zykluszeit unter Berücksichtigung des 20 °C-Kriteriums in einer realistischen Größenordnung für die praktische Anwendung.

Tabelle 5-5: Prognostizierte Zykluszeiten bei Berücksichtigung des 20 °C – Kriteriums in der Simulation basierend auf den in Tabelle 5-1 beschriebenen Modellen.

Modell-Nr.	Temperiergeometrie	Isoliert	Topologie-Optimiert	Material	Prognostizierte Zykluszeit [s]
1	Konv.	Nein	Nein	1.2343	201,0
2	Konv.	Nein	Nein	HTCS	133,0
3	Konv.	Nein	Nein	Anviloy	98,3
4	Konv.	Ja	Nein	1.2343	205,5
5	Konv.	Ja	Nein	HTCS	134,8
6	Konv.	Ja	Nein	Anviloy	100,0
7	Konturnah	Ja	Nein	1.2343	60,1
8	Konturnah	Ja	Nein	HTCS	41,3
9	Konturnah	Ja	Nein	Anviloy	32,7
10	Konturnah	Ja	Ja	1.2343	63,2
11	Konturnah	Ja	Ja	HTCS	42,1
12	Konturnah	Ja	Ja	Anviloy	31,2

Ergänzend zum in Abschnitt 4.4 betrachteten Referenzmodell sollen im Folgenden zwei weitere Werkzeugmodelle genauer analysiert werden: Zum einen wird aufgrund des dominanten Einflusses der konturnahen Temperierung ein Modell betrachtet, welches sich einzig in diesem Aspekt vom Referenzmodell unterscheidet

(Modell 7). Zum anderen wird das beschriebene Idealmodell (Modell 12) einer genaueren Analyse unterzogen und hinsichtlich der Prozesseignung analysiert. Abbildung 5-30 zeigt den Temperaturverlauf in der variotherm (FLTf1) und der konventionell (FRTf1) temperierten Seite des Werkzeugs beim Einsatz einer konturnahen Temperierung. Die Temperaturprofile ähneln in ihrer Gestalt stark denen des Referenzmodells (vgl. Abbildung 4-31), mit Ausnahme der deutlich verkürzten Zykluszeit. Die prägenden Temperaturen kurz vor der Formfüllung und kurz vor dem Trennstoffsprühen sind aufgrund der Art der Prozessgestaltung vergleichbar. Wird allein die Temperierungsgeometrie geändert ist daher hinsichtlich der Temperaturdifferenzen an der Werkzeugoberfläche kein deutlicher Unterschied festzustellen. Zu erkennen ist hinsichtlich der Temperaturdifferenz zwischen den unterschiedlich temperierten, gleich aufgebauten, Werkzeugseiten eine ähnliche Entwicklung wie beim Referenzmodell. Während im ersten, gut vorherberechenbaren Zyklus noch das gewünschte Temperaturdelta erreicht wird, kann dies für die folgenden Zyklen nicht garantiert werden.

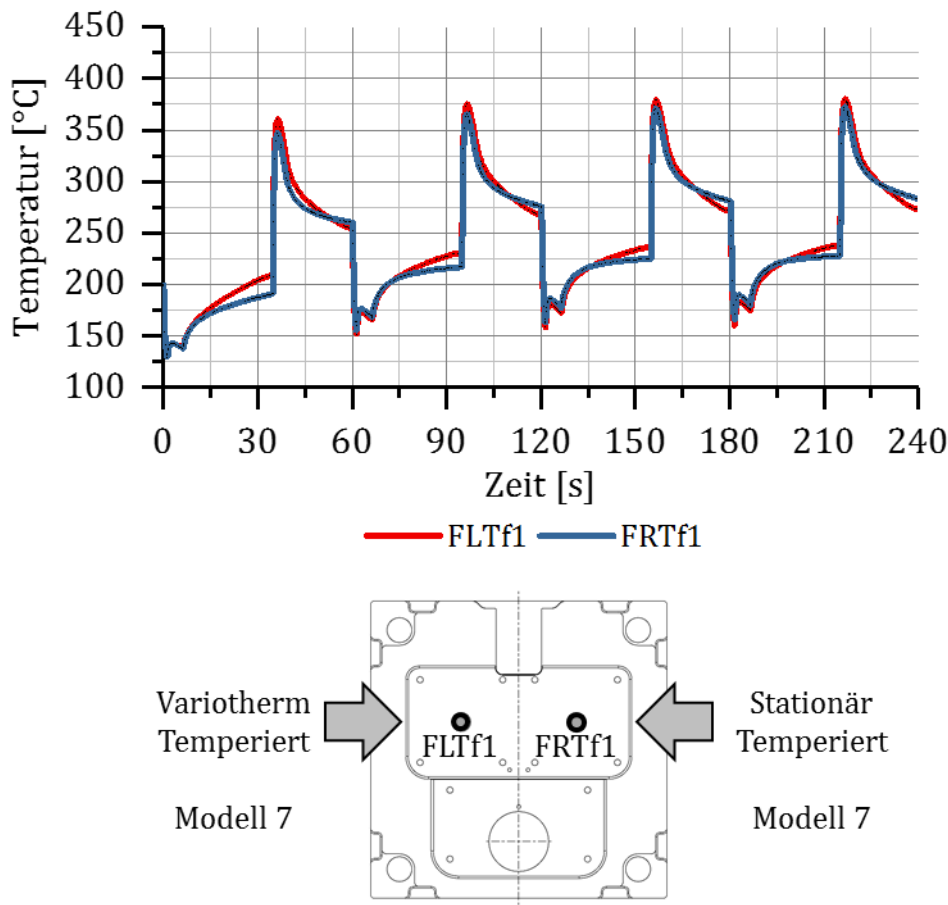


Abbildung 5-30: Simulierter Temperaturverlauf am Messpunkt FLTf1 bzw. FRTf1 über vier Zyklen (vgl. Tabelle 10-15) mit Sprühschritt für einen 1.2343-Einsatz mit konturnaher Temperierkanalgeometrie (Modell 7) des Zwillingssplatten-Werkzeugs (vgl. Tabelle 5-1).

Dieser Umstand ist zum einen der Beschränkungen der Software geschuldet, da die Zuhaltphase, also die Phase, nachdem das Werkzeug geschlossen, die Schmelze aber noch nicht dosiert wurde, nur über einen fixen Zeitwert gesteuert werden kann. Somit kann das gewünschte Delta auf Basis der vorbereitenden Rechnungen nur für den ersten Zyklus gezielt eingestellt werden. Dies ließe sich nur durch eine temperaturbezogene Regelung korrigieren. Zum anderen gibt es auch prozesstechnische Gründe, welche hier für eine Herausforderung sorgen und selbst durch eine Software-Adaption nicht zu beheben wären. Grundsätzlich ist für die variotherme Temperierung eine temperaturbezogene Steuerung über einen Messfühler sinnvoll, welcher die Drift des Temperaturdeltas potenziell eindämmen könnte. Für eine variotherme Temperaturführung verkompliziert sich die in Abschnitt 3.3 skizzierte Problematik der korrekten Positionierung des Fühlers aber noch zusätzlich. Grund

dafür ist die Reaktionszeit, welche von Nöten ist, um durch eine Änderung der Medientemperatur eine Änderung der Oberflächentemperatur zu erreichen. Je nach Modell schwankte die Reaktionszeit für eine Temperaturänderung von 1 °C an der Oberfläche zwischen rund 27 s im langsamsten und gut 3 s im schnellsten Fall. Abbildung 5-31 zeigt exemplarisch den Temperaturverlauf in drei unterschiedlichen Abständen zur Kavität, sowohl bei konventioneller als auch bei variothermer Temperaturführung für das Referenzmodell (Modell 4) mit 27 s Reaktionszeit. Es wird schnell deutlich, dass die Unterschiede zwischen den Temperaturverläufen in unterschiedlichen Tiefen durch die Variothermie über einen Zyklus deutlich komplexer voneinander abweichen als für eine konventionelle, stationäre Temperierung. Die Frage, wo nun ein Fühler idealerweise positioniert werden sollte, wird dadurch weiter verkompliziert. Wie es das Streuband der Reaktionszeiten vermuten lässt, gibt es auch hier durch die untersuchten Maßnahmen das Potenzial, die reale, steuerungstechnische Umsetzung zu vereinfachen.

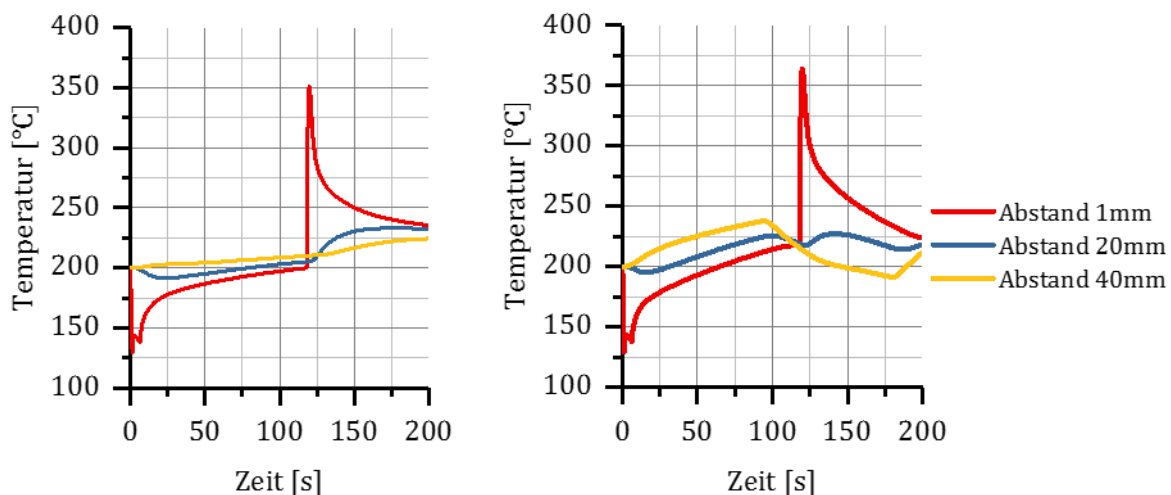


Abbildung 5-31: Simulierter Vergleich der Temperaturprofile in unterschiedlichen Abständen zur Kavität für die stationäre (links) und die variotherme (rechts) Temperierung des Zwillingssplatten-Werkzeugs (Modell 4) (vgl. Tabelle 5-1).

Vor allem der Einsatz höher wärmeleitfähiger Materialien kann hier deutlichen Einfluss nehmen. In Abschnitt 3.2 wurde bereits dargelegt, dass derartige Materialien Gegenstand von Untersuchungen zur Standzeiterhöhung sind, da sie den Temperaturabfluss im Werkzeug, gerade während der Formfüllung, stark beeinflussen können. Die kurzfristige, starke Erwärmung einer dünnen Randschicht in der Werkzeugoberfläche wird hierdurch abgemildert und kann daher zur Reduzierung der

Brandrissbildung beitragen (vgl. Abschnitt 3.5.2). Dies spiegelt sich in den in Abbildung 5-32 dargestellten Temperaturverläufen an der Werkzeugoberfläche für das Idealmodell wider. Bei der Betrachtung ist darauf zu achten, dass die Zeitachse erneut verkürzt ist und nun für alle vier Zyklen zusammen weniger Zeit benötigt wird als für einen variothermen Zyklus bezogen auf das Referenzmodell. Auffallend ist die grundsätzlich niedrigere Spitzentemperatur, welche sich für dieses Werkzeugmodell aufgrund der höheren Leitfähigkeit des Werkzeugmaterials ergibt. Durch den geänderten Werkstoff und die durch Topologieoptimierung realisierte Massenreduktion kann zudem die Temperaturdrift über die Zyklen hin zu höheren Grundtemperaturen besser kontrolliert werden. Der angestrebte Unterschied zwischen variotherm und konventionell temperierter Werkzeugseite lässt sich hier erkennbar schneller, innerhalb weniger Sekunden, einstellen.

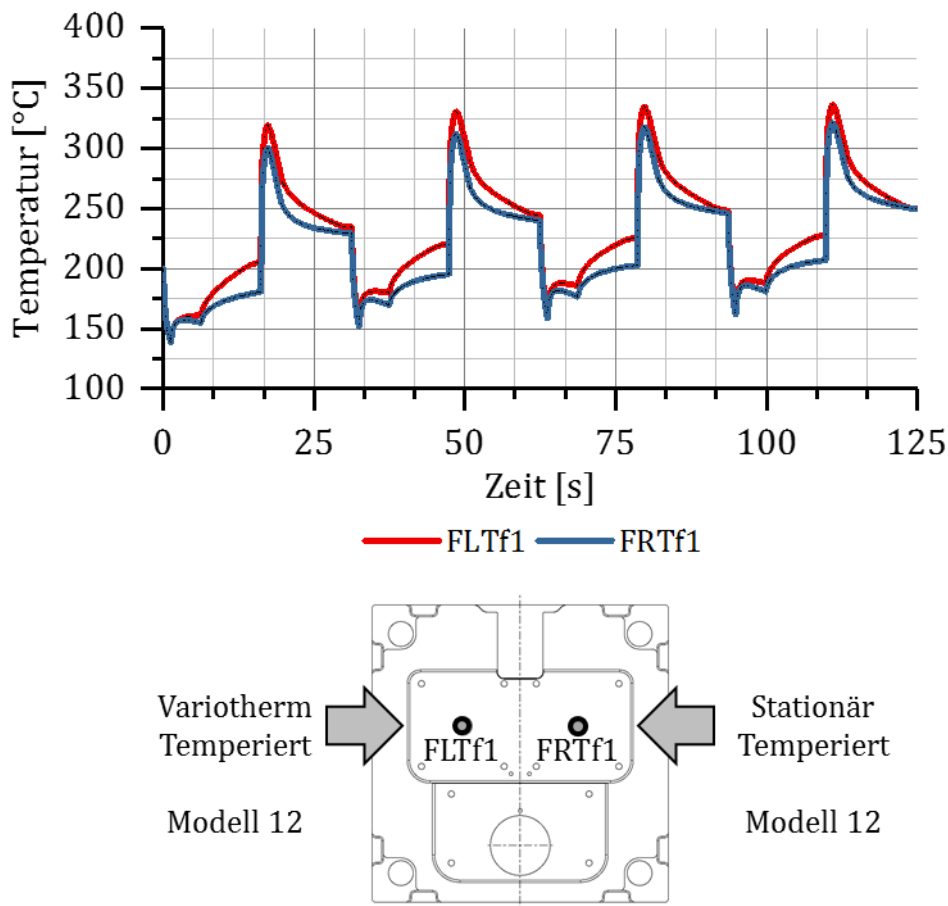


Abbildung 5-32: Simulierter Temperaturverlauf am Messpunkt FLTf1 bzw. FRTf1 über vier Zyklen (vgl. Tabelle 10-15) mit Sprühschritt für einen massereduzierten, konturnah temperierten Anviloy-Einsatz des Zwillingssplatten-Werkzeugs (Modell 12) (vgl. Tabelle 5-1).

Bei den bisherigen Ausführungen ist zu beachten, dass es sich stets um einen Vergleich zwischen unterschiedlich temperierte Varianten des gleichen Werkzeugmodells handelt. Dies erklärt die teils relativ geringen Unterschiede zwischen den beiden Werkzeugseiten, da stets nicht nur die variotherm temperierte Seite von den getroffenen Maßnahmen profitiert. Eine schnelle Wärmeabfuhr aus der Werkzeugoberfläche und eine geringe thermische Masse sowie eine geringe effektive thermische Masse helfen auch bei einer konventionellen, stationären Temperaturführung dabei, etwa eine übermäßige Temperaturdrift zu vermeiden. Um den Unterschied eines optimierten, variotherm temperierten Einsatzes zum aktuellen Stand der Technik herauszustellen, ist daher ergänzend zu den bisherigen Ausführungen der direkte Vergleich unterschiedlicher Modelle erforderlich. Hinsichtlich der in Abschnitt 5.3.1 ausführlich diskutierten Szenarien wirkt sich eine solche Konstellation direkt auf die Zeit aus, welche zum Erreichen des 20 °C-Kriteriums benötigt wird. Für das Idealmodell verkürzt sich die Heizzeit nochmals um 3,3 s auf 12,9 s, die Kühlzeit verringert sich allerdings nur im Bereich von Hundertstelsekunden und kann als näherungsweise konstant angesehen werden. Die Zykluszeit lässt sich so auf 27,9 s und damit 13,5 % des Referenzzyklus senken. Wird der auf Basis dieses Vergleichs ausgelegte Zyklus für beide Konfigurationen zugrunde gelegt, so ergibt sich der in Abbildung 5-33 gezeigte Temperaturverlauf. Die Unterschiede zwischen den unterschiedlichen Werkzeugmodellen treten dabei deutlich hervor.

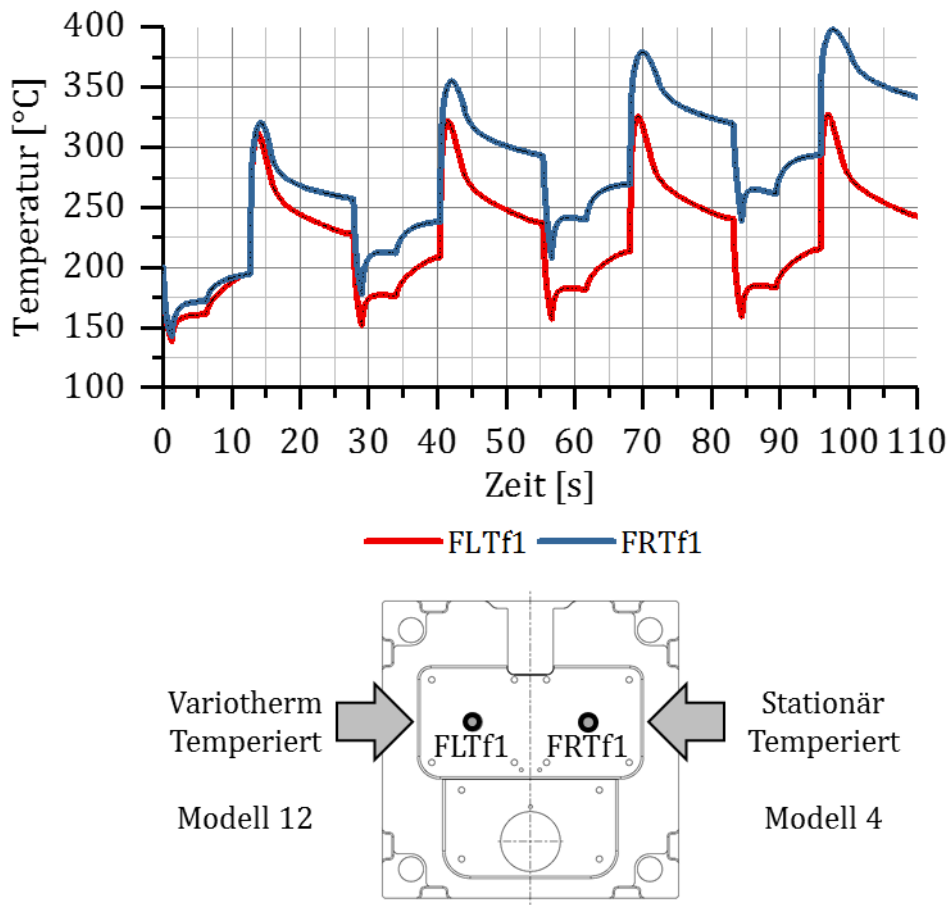


Abbildung 5-33: Simulierter Temperaturverlauf am Messpunkt FLTf1 bzw. FRTf1 über vier Zyklen (vgl. Tabelle 10-15) mit Sprühschritt für einen voll-optimierten, variotherm temperierten Einsatz (Modell 12) und einem stationär temperierten Einsatz nach Stand der Technik (Modell 4) des Zwillingssplatten-Werkzeugs (vgl. Tabelle 5-1).

Durch die größere Trägheit des Gesamtsystems im Falle des Referenzmodells stellt sich schon innerhalb von vier Gießzyklen ein großer Temperaturunterschied zum Idealmodell ein. Das Temperiersystem arbeitet im Referenzmodell hier deutlich weniger effizient (vgl. Abschnitt 5.3.1), wodurch die durch die Schmelze eingebrachte Energie innerhalb der verkürzten Zykluszeit nicht ausreichend schnell abtransportiert werden kann. Die optimierte Werkzeuggestaltung in Kombination mit der Variothermie eröffnet darüber hinaus weitere Möglichkeiten hinsichtlich der generellen Gestaltung des Prozesses. Die vorgestellten Modifikationen könnten auch den vollständigen Verzicht auf eine Wärmeabfuhr durch das Trennstoffsprühen ermöglichen. Durch den stärkeren Wärmeentzug während der Kühlphase ließe sich das Temperaturniveau voraussichtlich auch ohne kühlenden Sprühprozess in

einem vertretbaren Bereich stabilisieren. Ähnliches wäre auch durch eine stärkere Kühlung, etwa durch kaltes Kühlwasser, realisierbar, allerdings würde dies lediglich zu einer schnelleren Abkühlung führen und das Aufrechterhalten eines hohen Temperaturniveaus vor allem bei Störungen im Prozessablauf wäre nicht möglich. Abbildung 5-34 zeigt auf der Basis des in Abbildung 5-33 gewählten Werkzeugmodells die Temperaturentwicklung über vier Gießzyklen, wenn die Prozessschritte Trennstoffsprühen und Ausblasen entfallen. Es ist dabei zu beachten, dass eine Anpassung der Ordinate erforderlich ist, um die steigenden Temperaturen überhaupt noch darstellen zu können. Während für den optimierten, variotherm temperierten Einsatz relativ schnell ein näherungsweise stabiles Temperaturniveau von 260 °C vor der Formfüllung eingestellt werden kann, steigt im Referenz-Einsatz die Temperatur auch im vierten Gießzyklus noch immer deutlich an. Im Schnitt nimmt die Temperatur hier von Zyklus zwei bis vier um durchschnittlich 25 °C zu. Die Temperatur verlässt damit sehr schnell den für Aluminiumdruckguss empfohlenen Temperaturbereich [6]. Der Verlauf der Temperaturkurve für den variothermen Bereich deutet zudem auf weiteres Optimierungspotenzial in der Zyklussteuerung hin, da etwa nach dem dritten Zyklus die Minimaltemperatur vor der Formfüllung bereits sehr schnell erreicht wird und anschließend für ca. 20 s gehalten wird. Die Vorteil eines trennstofffreien bzw. eines Minimalmengen-Sprühprozesses und eine entsprechende Zyklusoptimierung ist jedoch nicht das Ziel der vorliegenden Arbeit. Auswirkungen, etwa auf die Standzeit, werden beispielsweise von Müller [102] ausführlich diskutiert. Die Ausführungen zeigen aber auf, dass die im Zuge dieser Arbeit untersuchten Konzepte einen Beitrag in dieser Hinsicht liefern können.

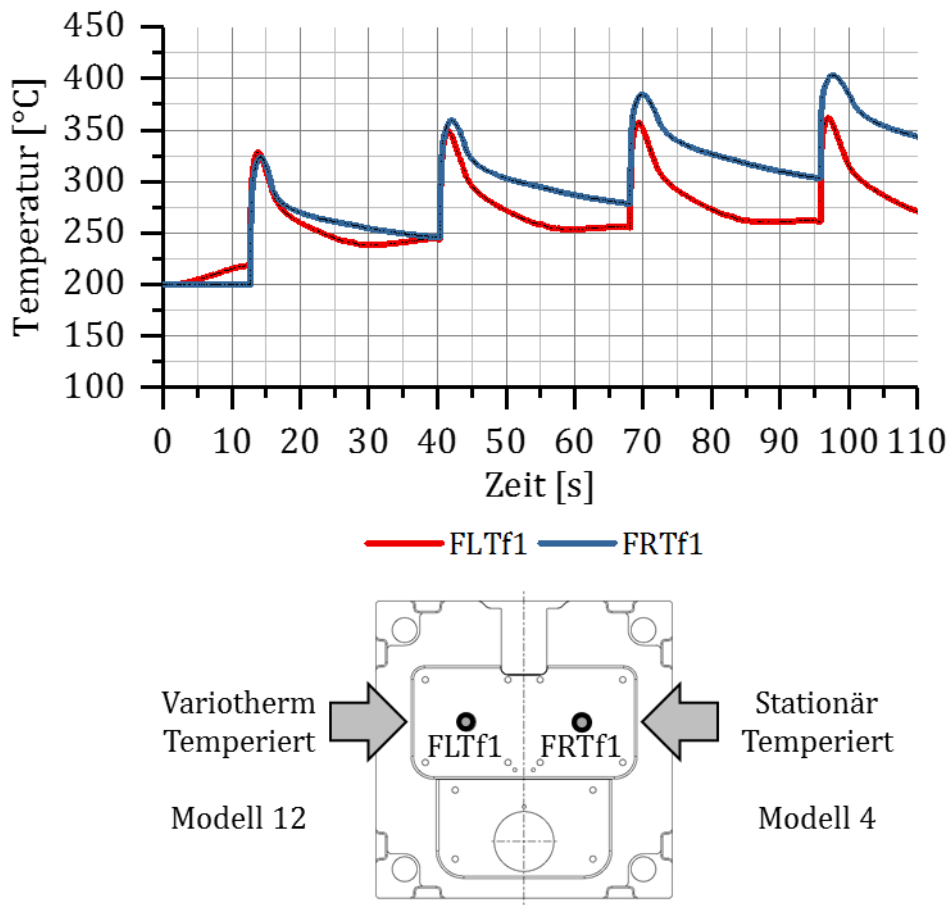


Abbildung 5-34: Simulierter Temperaturverlauf am Messpunkt FLTf1 bzw. FRTf1 über vier Zyklen (vgl. Tabelle 10-15) ohne Sprühschritt für einen voll-optimierten, variotherm temperierten Einsatz (Modell 12) und einem stationär temperierten Einsatz nach Stand der Technik (Modell 4) des Zwillingssplatten-Werkzeugs (vgl. Tabelle 5-1).

Die Betrachtung der realisierbaren Zykluszeiten zeigt, dass durch passende, konstruktive Modifikationen ein bestehendes Werkzeugkonzept in Richtung einer höheren Adaptivität optimiert werden kann. Hinsichtlich der absoluten Zahlen ist aber zu berücksichtigen, dass die Auslegung des Zyklus und die Bewertung auf einem 20 °C-Kriterium fußen, welches eigens zu diesem Zweck definiert wurde. Sofern ein kleineres oder größeres Temperaturdelta gewünscht wird, können sich die benötigten Zeiten aber deutlich unterscheiden. Abbildung 5-35 zeigt den Zeitbedarf für das Erreichen verschiedener Temperaturkriterien für die drei wichtigsten Werkzeugmodelle während des Aufheizens. Es sei angemerkt, dass ein 50 °C-Kriterium für das Referenzmodell auch nach 500 s nicht realisierbar ist. Des Weiteren sind

auch für die optimierten Modelle keine Differenzen von 60 °C im gleichen Zeitraum möglich.

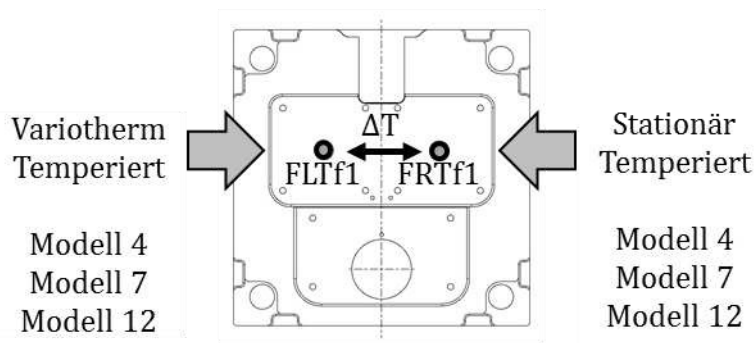
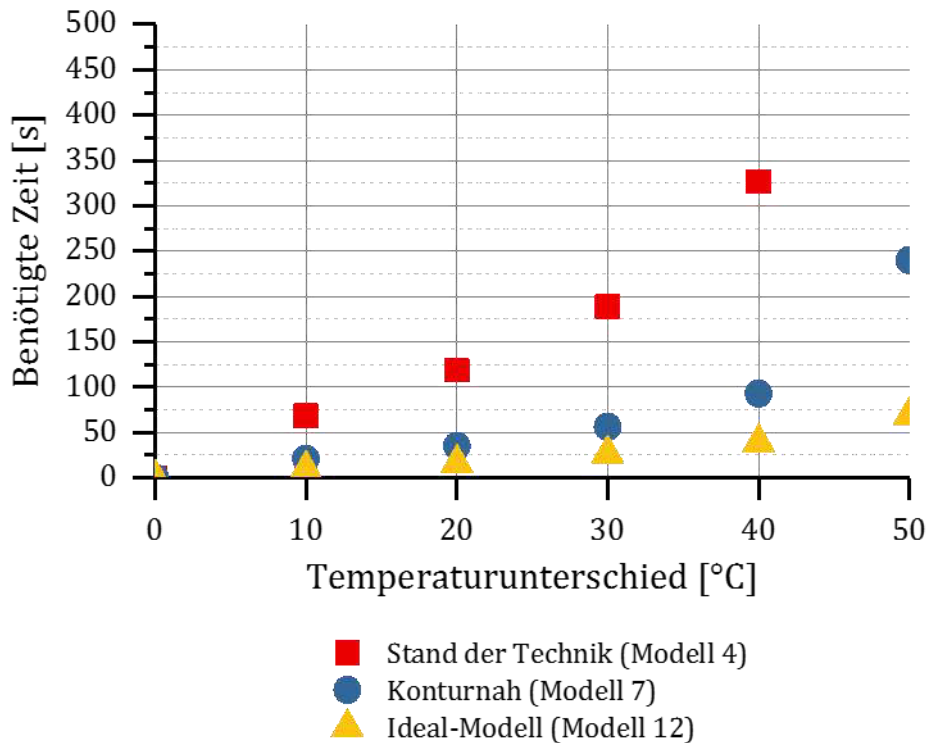


Abbildung 5-35: Simulierter Zeitbedarf für die Erreichung bestimmter Temperaturunterschiede zwischen FLTf1 und FRTf1 während des Heizens für drei Werkzeugmodelle des Zwillingplatten-Werkzeugs (vgl. Tabelle 5-1).

Ein ähnliches Bild zeigt sich auch für den Kühlzyklus, wobei die erreichbaren Temperaturunterschiede innerhalb von 500 s hier deutlich größer ausfallen (siehe Abbildung 5-36). Dies wiederum hängt mit den größeren Temperaturunterschieden beim Temperiermedium zusammen: Im Heizzyklus liegen die variotherme Öltemperatur bei 300 °C und die stationäre bei 250 °C bei einer Einsatz-Start-Temperatur von 200 °C. Im Kühlzyklus ist die Temperatur der stationär temperierten

Seite ebenfalls bei 250 °C, und damit folgerichtig konstant, die variotherme Öltemperatur liegt nun mit 100 °C aber deutlich niedriger. Bei einer Einsatz-Start-Temperatur von 250 °C ist der Unterschied zwischen Einsatz und Medium nun für die variotherm temperierte Seite 150 °C größer.

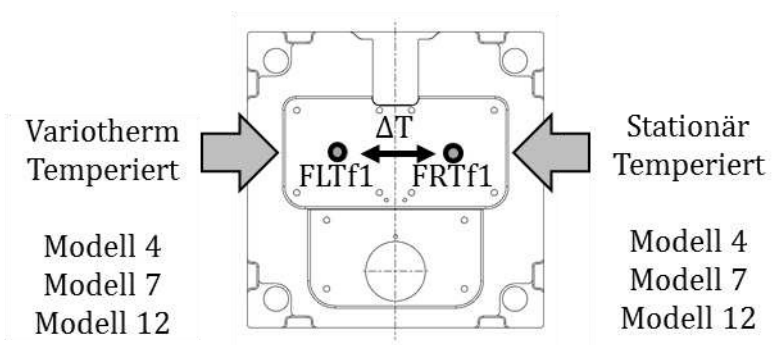
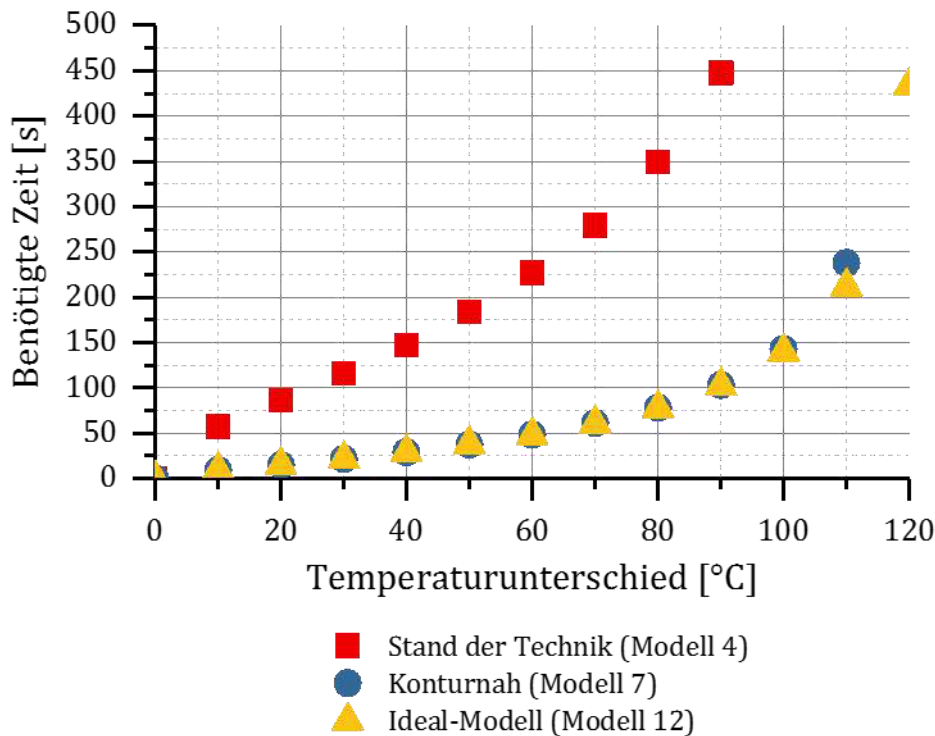


Abbildung 5-36: Simulierter Zeitbedarf für die Erreichung bestimmter Temperaturunterschiede zwischen FLTf1 und FRTf1 während des Kühlens für drei Werkzeugmodelle des Zwillingplatten-Werkzeugs (vgl. Tabelle 5-1).

In beiden Fällen treten vor allem zwischen den optimierten Modellen und dem Referenzmodell deutliche Unterschiede hervor. Letztlich liegt es im Ermessen des Gießers, welches Kriterium er für die erfolgreiche Realisierung seines Prozesses benötigt. Die resultierende Zykluszeit kann sich dabei deutlich verlängern, allerdings ermöglichen die betrachteten Optimierungen hier eine größere Gestaltungsfreiheit.

Dies wird durch den langsameren Anstieg der Zeiten, gerade im Bereich der Kühlung, klar. Je nach Kriterium kann somit durch die Optimierung des Werkzeugkonzeptes und die Variothermie eine Verbesserung hinsichtlich der Zykluszeit erreicht werden.

5.3.3. Beeinflussung hinsichtlich der Werkzeugstandzeit

Abschließend soll im Folgenden die Werkzeugstandzeit als weiterer Indikator für die Wirksamkeit der Temperierungskonzepte betrachtet werden. In diesem Zusammenhang soll die in Kapitel 2 aufgestellte Annahme hinsichtlich eines positiven Einflusses der Variothermie verifiziert werden. Aufgrund des nicht darstellbaren Versuchsumfanges für die experimentelle Betrachtung muss die Bewertung auf Basis der numerischen Simulation erfolgen. Zu diesem Zweck kommt das Modul *Die Life* der Magmasoft, Version 5.3, zum Einsatz. Mit dieser Herangehensweise ergeben sich allerdings auch Einschränkungen hinsichtlich der darstellbaren Umfänge und Ergebnisse. Aufgrund der vorhandenen Datenbanken muss die Analyse auf den als Standard definierten Werkzeugstahl 1.2343 beschränkt werden, da für den HTCS und den Anviloy-Werkstoff nicht die notwendigen Kennwerte bekannt bzw. hinterlegt sind. Betrachtet werden daher nur die Ausgangsvariante und die Variante mit konturnaher Temperierung, da diese Maßnahme die größte Wirkung gezeigt hat und daher die relevanteste Alternative darstellt.

Das Modul *Die Life* der Magmasoft dient der Identifikation besonders stark beanspruchter Werkzeugpartien und kann darüber hinaus zur Bewertung von Optimierungsmaßnahmen im Bereich der Standzeit genutzt werden. So können neben geänderten Geometrien auch die Auswirkungen unterschiedlicher Prozessparameter oder der Einsatz alternativer Materialien im Werkzeugbau verifiziert werden. Letzteres wird jedoch dadurch erschwert, dass vollständige Datensätze zu den Materialkennwerten vorliegen müssen. Dies ist auch in der vorliegenden Arbeit, wie bereits erwähnt, ein limitierender Faktor. Zur Bewertung der Werkzeugstandzeit muss für dieses Modul zunächst die Temperaturverteilung im Werkzeug berechnet werden. Anschließend wird aufbauend auf die reine Formfüll- und Erstarrungssimulation eine Berechnung der Spannungsverteilung aufgesetzt. Mit den Ergebnissen dieser Simulation können dann besonders stark beanspruchte Bereiche des Werkzeugs identifiziert werden. Darüber hinaus gibt das Modul eine Schusszahl aus, nach der mit einem ersten Anriss der Oberfläche zu rechnen ist. Dies ist jedoch nicht gleichzusetzen mit einem makroskopischen Brandriss oder ähnlichen, mit dem bloßen Auge zu identifizierenden Schäden. Die Beurteilung erfolgt für jede Zelle anhand der über einen Zyklus auftretenden maximalen und minimalen Haupt-

dehnung pro Zelle. Entscheidend für die Standzeit ist dabei der betragsmäßige Mittelwert dieser Größen. Je näher dieser an der Festigkeit des Werkstoffs bei der vorherrschenden Temperatur liegt, desto höher ist die Ausfallwahrscheinlichkeit. Wann ein Werkzeug bricht oder an der Oberfläche derart beschädigt ist, dass es repariert werden muss, kann mit diesem Modul aber in seiner derzeitigen Form nicht auf den Schuss genau berechnet werden.

Grundlage für die Berechnung ist jeweils der in Abschnitt 5.3.2 vorgestellte Zyklus, welcher auf dem 20 °C-Kriterium beruht. Dabei wird jeweils eine Werkzeugseite variotherm und eine konventionell, also stationär, temperiert. Der Zyklus für die variotherm temperierte Seite ist in Abbildung 5-37 dargestellt. Die stationär temperierte Seite wird abweichend dazu durchgehend mit 250 °C Medientemperatur temperiert. Das betrachtete Werkzeugmodell umfasst eine konventionelle Temperierkanalgeometrie in einem nicht topologieoptimierten Einsatz aus 1.2343-Stahl, wobei die Einsätze durch Isolierplatten vom Formrahmen getrennt sind (vgl. Modell 4 aus Tabelle 5-1). Der Prozessschritt Trennstoffsprühen wird nach der Entformung der Bauteile nach deren vollständiger Erstarrung ebenfalls berücksichtigt.

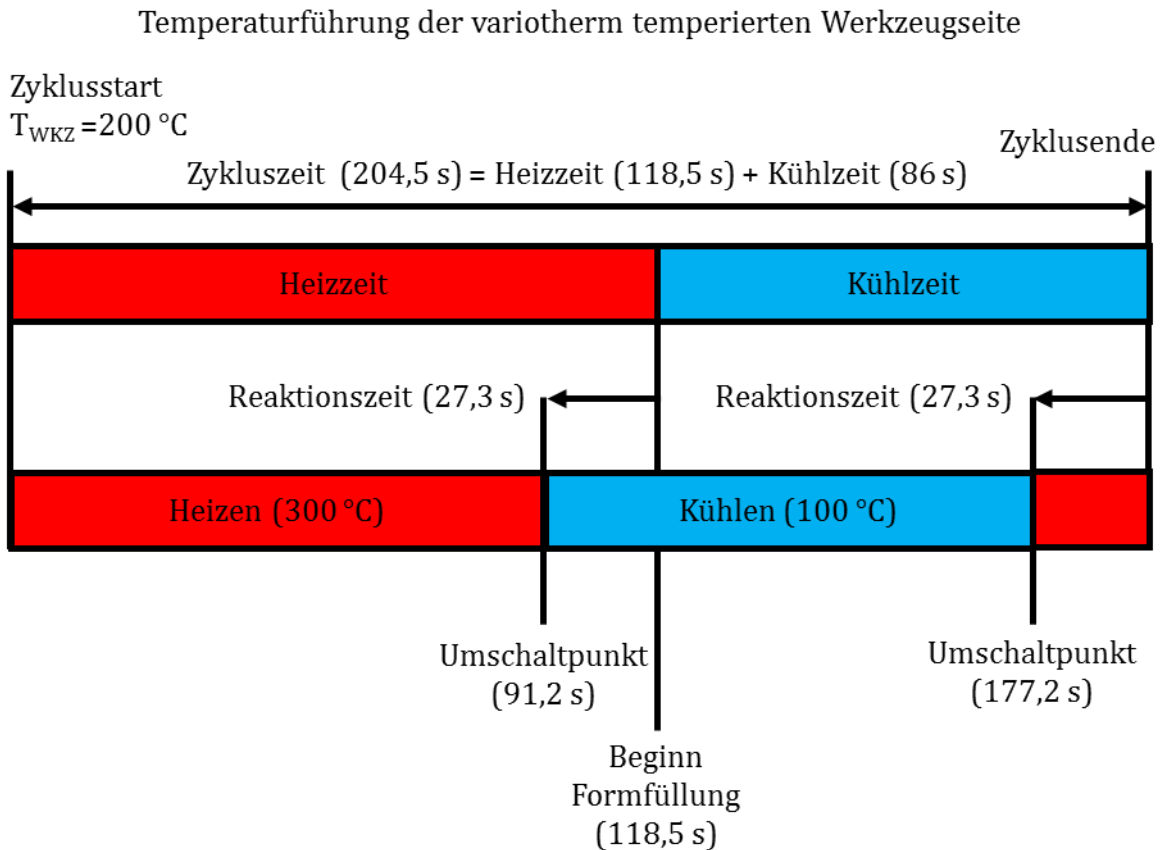


Abbildung 5-37: Zyklus für den simulierten Vergleich der Werkzeugstandzeit mit konventioneller Temperierkanalgeometrie (Modell 4) für die variotherme Temperierung des Zwillingssplatten-Werkzeugs (vgl. Tabelle 5-1).

Abbildung 5-38 zeigt die Ergebnisse für das auf beide Arten temperierte Ausgangsmodell. Die abgebildete Werkzeugstandzeit - oder *Die Lifetime* - wird im Folgenden nicht als absolutes Kriterium genutzt, sondern dazu Tendenzen aufzuzeigen. Grund dafür ist u.a. die Tatsache, dass die *Die Lifetime* den Zeitpunkt des ersten Anrisses meint, welcher nicht direkt mit dem Ausfall des Werkzeugs in Verbindung gebracht werden kann. Das Kriterium ist aber sehr gut geeignet, um aufzuzeigen, inwiefern Temperierungsmethoden oder Konstruktionsmerkmale die Standzeit positiv oder negativ beeinflussen.

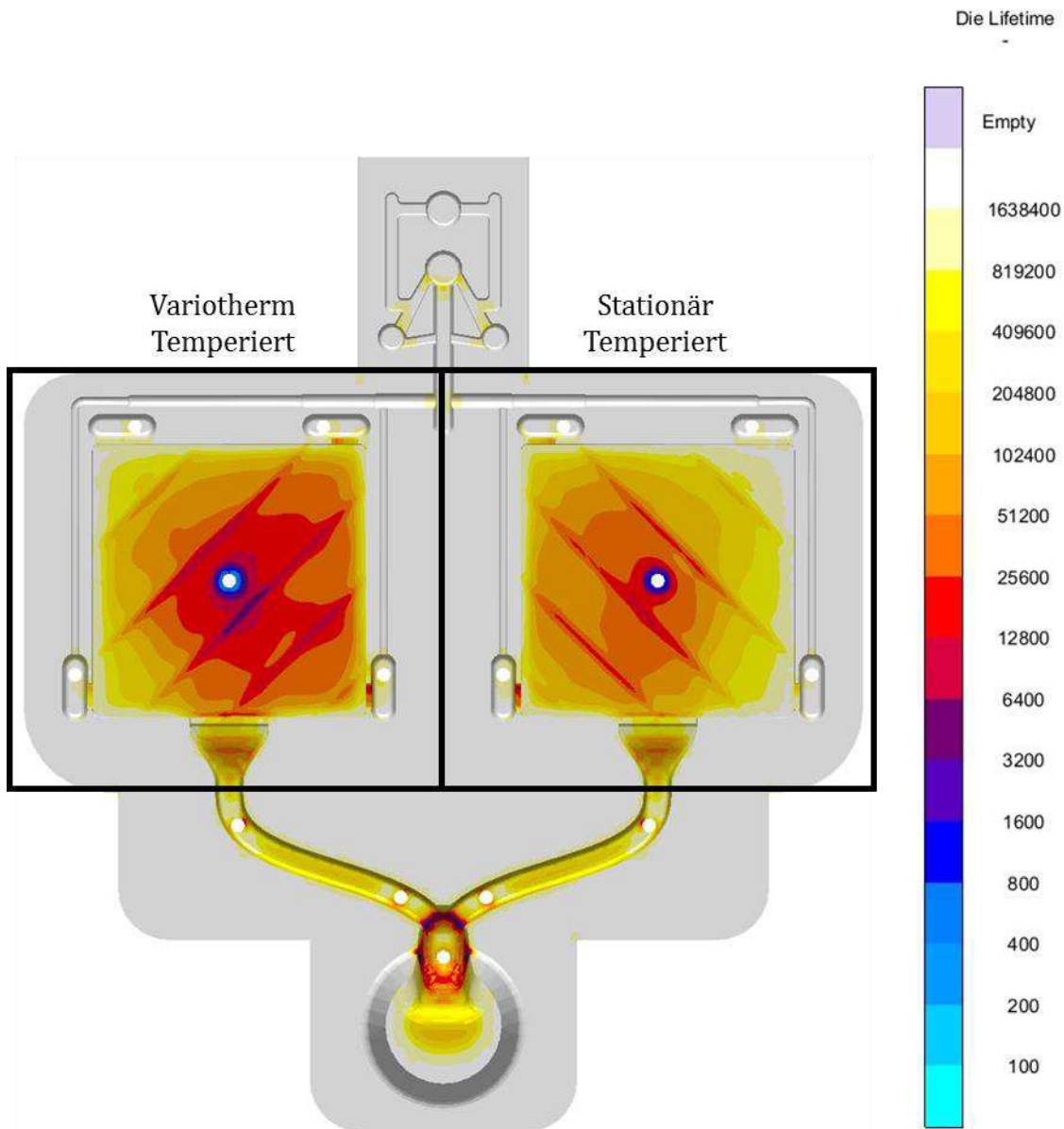


Abbildung 5-38: Simulierter Vergleich der Werkzeugstandzeit mit konventioneller Temperierkanalgeometrie (Modell 4) für variotherme und stationäre Temperierung des Zwillingssplattens-Werkzeugs (vgl. Tabelle 5-1) unter Berücksichtigung des Trennstoffsprühens.

Auffällig sind im Hinblick auf die Geometrie zwei Phänomene, welche das Ergebnis leicht verfälschen, für die generelle Aussagekraft aber nicht als problematisch anzusehen sind: Zum einen wird die *Die Lifetime* an der Position des Temperaturfeldsensors deutlich zum Negativen hin beeinflusst. Dies hängt mit der Geometrie des Sensors und der Platzierung im Einsatz zusammen, da diese eine Schwächung

des Einsatzes hinsichtlich der Standzeit darstellt. Da dieses Phänomen ausschließlich mit der Gestaltung der Messtechnik im Werkzeug zusammenhängt und die dieses Phänomen sich für alle betrachteten Varianten in vergleichbarer Form in einem eng begrenzten, räumlichen Ausmaß zeigt, kann dieser Bereich bei der Bewertung vernachlässigt werden. Gleiches gilt für den Effekt der an den Pseudo-Kanten innerhalb der Plattenoberfläche entsteht. Dieses Phänomen ist auf die sich kontinuierlich verjüngende Plattendicke zurückzuführen, welche im Zuge der Vernetzung in eine stufenweise Verjüngung gewandelt wird. Da die aufgezeigten Kanten in Abbildung 5-38 in Realität nicht existieren, ist ihre in der Simulation ausgewiesene, schwächende Wirkung nicht relevant. Neben den modellspezifischen Einflüssen ist auch der Einfluss der Temperierung deutlich zu erkennen. Die Standzeit der variotherm temperierten Seite ist über die Plattengeometrie hinweg als schlechter einzuschätzen, als dies für die konventionell temperierte Seite der Fall ist. Ein ähnliches Bild zeigt sich auch für das Modell mit einer konturnahen Temperierung. Abbildung 5-39 zeigt den entsprechend abgewandelten Zyklus auf. Die stationär temperierte Seite wird auch hier abweichend dazu durchgehend mit 250 °C Medientemperatur temperiert. Das betrachtete Werkzeugmodell umfasst eine konturnahe Temperierkanalgeometrie in einem nicht topologieoptimierten Einsatz aus 1.2343-Stahl, wobei die Einsätze durch Isolierplatten vom Formrahmen getrennt sind (vgl. Modell 7 aus Tabelle 5-1). Der Prozessschritt Trennstoffsprühen wird nach der Entformung der Bauteile nach deren vollständiger Erstarrung ebenfalls berücksichtigt.

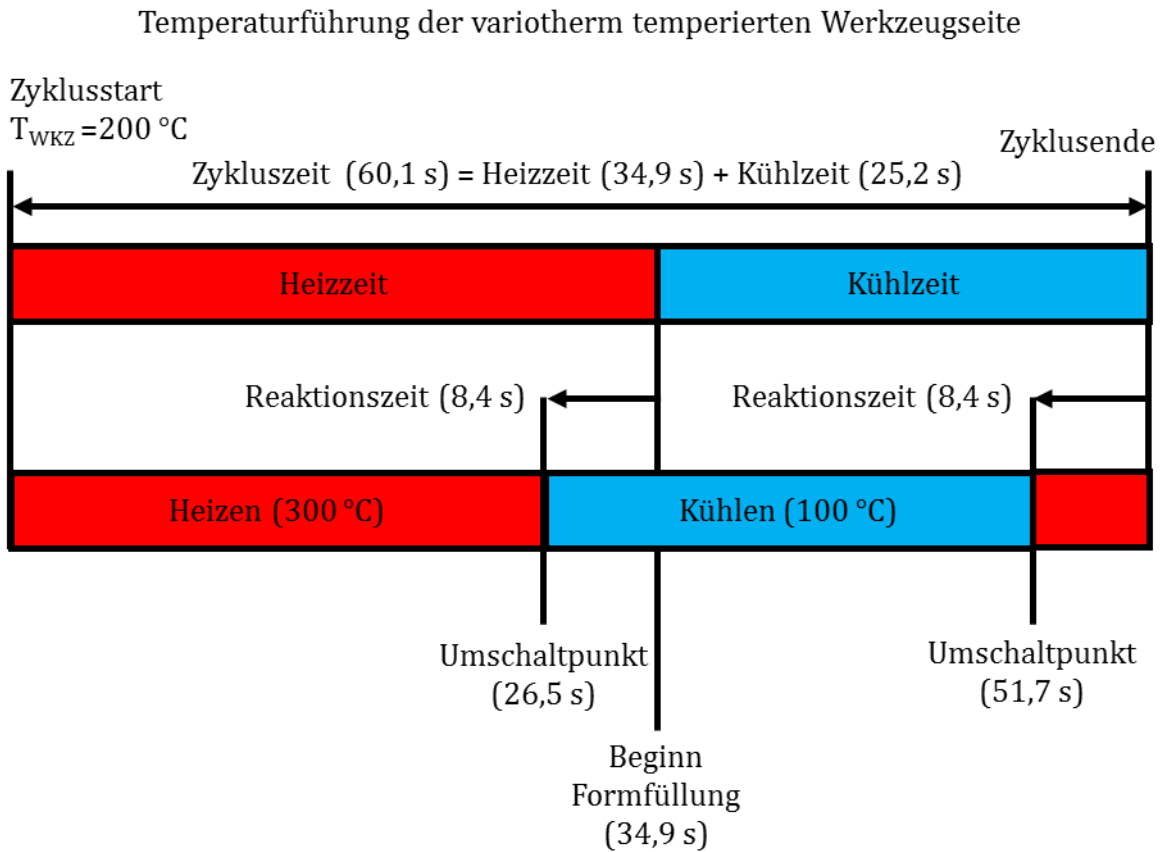


Abbildung 5-39: Zyklus für den simulierten Vergleich der Werkzeugstandzeit mit konturnaher Temperierkanalgeometrie (Modell 7) für variotherme und stationäre Temperierung des Zwillingssplatten-Werkzeugs (vgl. Tabelle 5-1)

Die Ergebnisse sind in Abbildung 5-40 zu sehen.

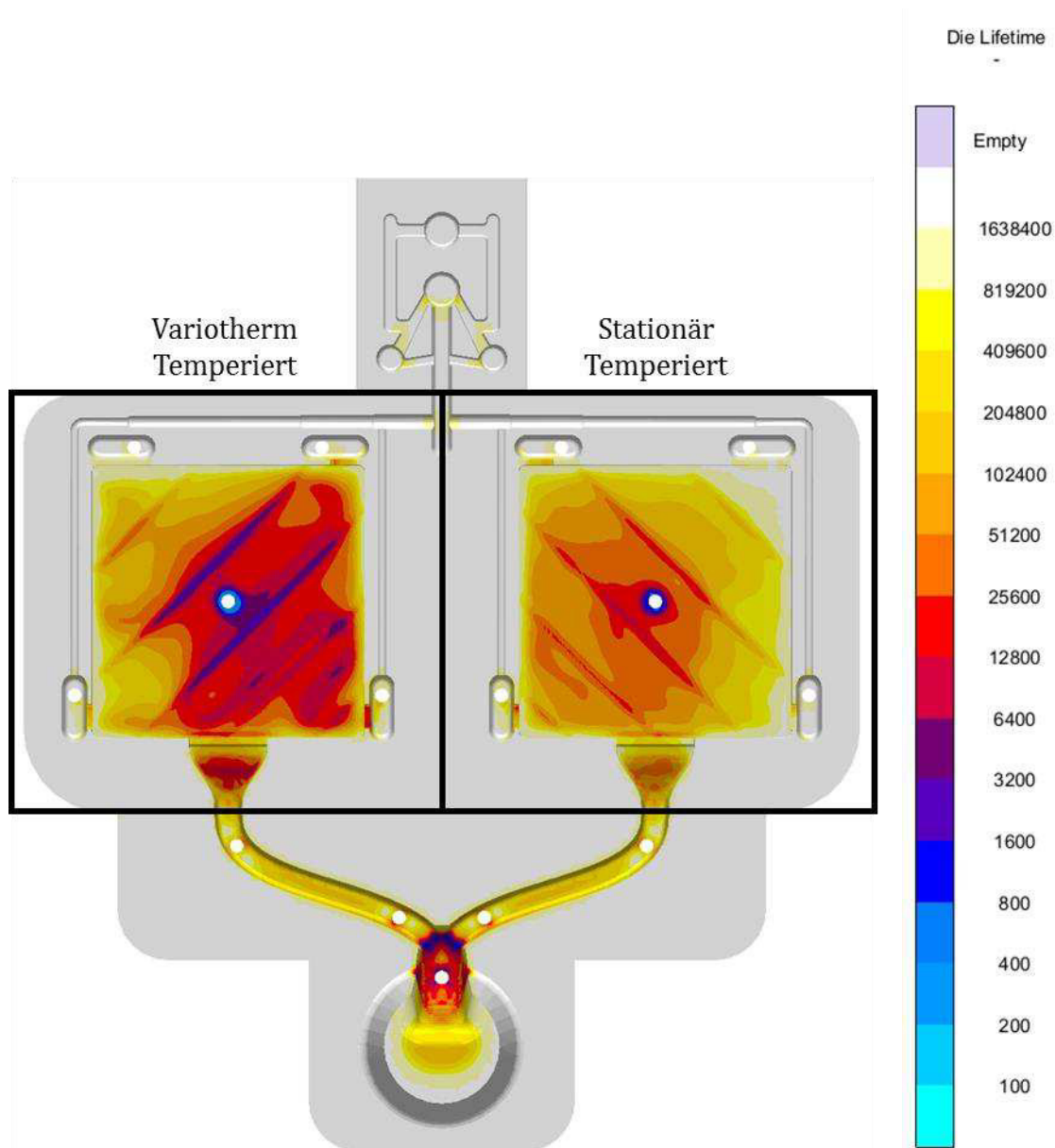


Abbildung 5-40: Simulierter Vergleich der Werkzeugstandzeit mit konturnaher Temperierkanalgeometrie (Modell 7) für variotherme und stationäre Temperierung des Zwillingssplatten-Werkzeugs (vgl. Tabelle 5-1) unter Berücksichtigung des Trennstoffsprühens.

Der Unterschied zwischen variothermer und stationärer Temperierung tritt hier noch deutlicher zu Tage als für das Ausgangsmodell. Der offenbar negative Einfluss des seitens der Temperierung induzierten Temperaturwechsels kommt hier aufgrund des höheren Wirkungsgrades der Temperierung (vgl. Abschnitt 5.3.1) stärker zum Tragen. Die Tatsache, dass die Werkzeugtemperatur bei variothermer Tempe-

rierung besser an den durch das vergossene Metall hervorgerufenen Temperaturverlauf über den Zyklus angepasst wird, führt offensichtlich nicht dazu, dass die Standzeit positiv beeinflusst wird. Die negativen Effekte durch den Temperaturwechsel innerhalb des Temperiersystems überlagern hier die positiven Effekte. Bezüglich des Einflusses einer konturnahen Temperierung für eine konventionelle Temperaturführung sind hingegen kaum Unterschiede festzustellen. Legt man die deutlich bessere Kühlleistung einer konturnahen Geometrie zugrunde, so ist dies positiv zu werten. Sofern die Standzeit nicht über das Herstellungsverfahren in zu starker Weise negativ beeinflusst wird, zeigt auch dieses Ergebnis in Übereinstimmung mit den Ausführungen in Abschnitt 3.3.2 das Potenzial für konturnahe Temperierungen im Druckguss auf.

5.4. Fazit

Die Ausführungen in Kapitel 4 haben bereits früh aufgezeigt, dass eine Beeinflussung für das betrachtete Bauteil durch eine variotherme Temperierung im Druckguss ausgeschlossen werden kann. Aufgrund der extrem schnellen, vollständigen Erstarrung des Gussteils kann selbst eine optimierte Temperierung nicht schnell genug die durch das Werkzeug dargebotenen Erstarrungsrandbedingungen verändern, um einen Einfluss zu haben. Die geringe Wandstärke des Gussteils mit 2 bis 6 mm und das Fehlen von Masseanhäufungen, etwa in Form von Rippen und Knoten, erschweren dieses Problem noch zusätzlich. Werden aber prozessübliche Erstarrungszeiten aus der Praxis zugrunde gelegt, so ist auch hier kein nennenswerter Einfluss zu erwarten, da es sich stets um eher dünnwandigere Komponenten mit verhältnismäßig großer Oberfläche handelt, welche in rascher Folge hergestellt werden. Sollen ungeachtet dieser Tatsache aus anderen Gründen Temperaturen an der Werkzeugoberfläche gezielt verändert werden, so müssen beim Einsatz einer ölbasierten, fluidvariothermen Temperierung deutlich verlängerte Zykluszeiten berücksichtigt werden. Aufgrund der hohen effektiven thermischen Masse werden drastische Änderungen der Medientemperatur sehr stark gedämpft. Soll daher auf dieses in seinen Grundzügen wohlgeprobte Temperierverfahren zurückgegriffen werden, so sind Modifikationen am Werkzeug unabdingbar.

In Kapitel 5 wurden, um diese Herausforderung zu adressieren, verschiedene Optionen der Werkzeugoptimierung für die Variothermie hinsichtlich ihrer Eignung für den Druckguss betrachtet und, soweit möglich, für das Versuchswerkzeug adaptiert. Durch die Optimierungsmaßnahmen konnte die Effizienz und die Adaptivität des Temperiersystems im Vergleich zum Referenzmodell deutlich gesteigert werden. Zwar kann die Zykluszeit aufgrund der kurzen Erstarrungszeit des Bauteils und dem beschriebenen, fehlenden Einfluss der Temperierung auf selbige kaum positiv

beeinflusst werden, deutliche Temperaturänderungen an der Werkzeugoberfläche sind innerhalb dieses Zyklus aber ohne Zeitverlust realisierbar. Auch die Bewertung des Einflusses auf die Werkzeugstandzeit hat sich etwa durch die Kriteriumsproblematik (siehe Abschnitt 5.3.2) als sehr schwierig erwiesen und kann letztlich nur im laufenden Betrieb verlässlich ermittelt werden. Die negative Tendenz lässt allerdings nicht vermuten, dass deutlich positivere Ergebnisse zu erwarten sind. Es ist als fraglich zu bewerten, ob der Aufwand, der zur Gestaltung und Herstellung eines derart modifizierten Werkzeugeinsatzes nötig ist, im Verhältnis zu den Verbesserungen steht. Die entstehenden Kosten durch andere/ zusätzliche Werkstoffe, generative Fertigung und eine komplexere Design-Phase lassen sich kaum rechtfertigen wenn keine merkliche Verbesserung der Produktqualität erreicht werden kann. Durch den erwartbar stärkeren Einfluss einzelner Maßnahmen wie der Einsatz von alternativen Materialien oder das Minimalmengensprühen (vgl. Abschnitt 3.2 und 3.5) erscheint eine solche Optimierung zum Zwecke der Befähigung zur variothermen Prozessführung als nicht sinnvoll. Umgekehrt bleibt es aber sinnvoll die Variothermie als möglichen Enabler für etwa das Minimalmengensprühen weiter zu untersuchen. Möglicherweise kann diese Art der Temperierung in Zukunft auch für Variationen des Druckgießprozesses, wie etwa das Mehrkomponentendruckgießen [159; 178] sinnvoll eingesetzt werden und dort direkten Einfluss auf das Bauteil nehmen. Sofern eine höhere Produktgüte bzw. eine größere Wertschöpfung erreicht werden kann, kann der Aufwand ggf. rechtfertigbar sein. Abschließend muss aber attestiert werden, dass der konventionelle Druckguss mit seinen umfangreichen Anforderungen an die Werkzeugstabilität, seinen kurzen Zyklus- und Erstarungszeiten der zumeist dünnwandigen Gussteile nicht der richtige Einsatzort für eine variotherme Temperierung mit dem Ziel einer deutlichen Variation der Oberflächentemperaturen ist. Für die Weiterentwicklung von Temperierungen im Druckguss liefern die aufgezeigten Arbeiten aber Hinweise, wie die Effektivität der eingesetzten Systeme auch für konventionelle, stationäre Temperierstrategien vorteilhaft genutzt werden können. Tabelle 5-6 fasst die Ergebnisse im vorliegenden Kapitel und in Kapitel 4 im Hinblick auf die aufgestellten Grundhypothesen zusammen. Auch wenn sich die variotherme Prozessführung zum Erreichen definierter Temperaturunterschiede, zu deren Gunsten sie an dieser Stelle untersucht worden sind, unter den gegebenen Randbedingungen als nicht zielführend erwiesen hat, so liefert diese Arbeit doch einen weiteren Anstoß dahin, dass hochwärmeleitfähige Materialien und konturnahe Kühlungen weiter auf ihre Eignung für den Serienprozess hin untersucht werden sollten.

Tabelle 5-6: Aktuelle Einordnung der Grundhypothesen.

Grundhypothesen	Status
<p>Grundhypothese 1: Der Druckgießprozess kann durch den Einsatz von variothermer Temperiertechnik im Hinblick auf Temperierpräzision verbessert und die Zykluszeit verkürzt werden.</p>	Falsifiziert
<p>Grundhypothese 2: Eine variotherme Temperierung kann dazu beitragen, die Werkzeugstandzeit zu erhöhen, indem die Temperaturen im Werkzeug besser an die Gegebenheiten im Prozess angepasst werden.</p>	Falsifiziert
<p>Grundhypothese 3: Der Werkzeugbau in der aktuellen Form ist für eine variotherme Temperierung nicht ideal, Verbesserungsmaßnahmen können hier Abhilfe schaffen und bergen gleichzeitig Potential für konventionelle Fluid-Temperierungen.</p>	Verifiziert
<p>Grundhypothese 4: Variotherme Temperierungen können die Grenzen des Prozesses im Hinblick auf die Fertigung hybrider Bauteile aus Aluminium und Kunststoff im Druckgussverfahren erweitern und neue Produktgruppen erschließen.</p>	Verifiziert

Legt man die formulierten Erkenntnisse und Problembereiche zugrunde, so liegt der Schluss nahe, dass die variotherme Temperaturführung für Gießverfahren mit typischerweise längeren Erstarrungs- und Zykluszeiten sinnvoller eingesetzt werden könnte. Im Bereich des Dauerformgusses bietet sich hier das Kokillengießverfahren als Anwendungsbeispiel an, da auch hier fluidbasierte Temperiersysteme Stand der Technik sind und die Charakteristika grundsätzlich zu den formulierten, erforderlichen Randbedingungen passen. Das nachfolgende Kapitel widmet sich daher der Betrachtung einer möglichen Anwendung der variothermen Werkzeugtemperierung im Kokillenguss anhand einer Transferstudie.

6. Transferstudie Kokillenguss

Der Kokillenguss unterscheidet sich aus prozesstechnischer Sicht vor allem bei der Formfüllung und Erstarrung deutlich vom Druckgießprozess. Auch die Gestalt der zu fertigenden Gussteile unterscheidet sich mitunter stark und je nach Gussteil können die Zykluszeiten in diesem Prozess sehr viel länger sein als im Druckguss, was wesentlich mit der benötigten Erstarrungszeit zusammenhängt. In Abschnitt 5.4 wurde bereits dargelegt, warum diese prozessimmanenten Eigenschaften für eine mögliche variotherme Werkzeugtemperierung von Vorteil sind. Im folgenden Kapitel sollen nun die Erkenntnisse aus dem Druckguss auf den Kokillenguss übertragen werden, um die Kompatibilität dieser Form der Werkzeugtemperierung mit dem Kokillenguss zu überprüfen. Zu diesem Zweck soll zunächst erneut grundlegend der Zusammenhang zwischen erfolgreich einsetzbarer Variothermie, Temperiersystem-Gestaltung und Gussteilgeometrie betrachtet werden (Abschnitt 6.1). Im Anschluss wird ein bestehender Versuchsstand zum Kokillenguss im Detail vorgestellt, zusammen mit den vorzunehmenden Adaptionen zur Implementierung der Variothermie basierend auf den gewonnenen Erkenntnissen. Mit Hilfe der numerischen Simulation soll anschließend ermittelt werden, unter welchen Randbedingungen eine variotherme Werkzeugtemperierung im Kokillenguss einen Einfluss auf die resultierende Gussteilqualität haben kann (Abschnitt 6.2).

6.1. Grundlegende Betrachtung thermischer Verhältnisse

Der Anwendung der Variothermie im Druckguss wurde unter anderem aufgrund des fehlenden Einflusses auf das resultierende Gussteil eine Absage erteilt. Hinsichtlich der Wandstärke und damit der Erstarrungszeit ist der Kokillenguss vielfältiger als der konventionelle Druckguss. Vor diesem Hintergrund stellt sich umso mehr die Frage, welche Kombination aus Temperierkanalanordnung und Gussteilwandstärke erforderlich ist, um einen Einfluss der variothermen Temperierung auf die Erstarrung zu ermöglichen. Um das Zusammenspiel zwischen Temperierkanalanordnung und Konturnähe zu untersuchen, wurde ein abstrahiertes Modell eines Werkzeugs entwickelt, um so mit Hilfe eines virtuellen Versuchsplans den potenziellen Wirkungsbereich einer variothermen Werkzeugtemperierung einzugrenzen. Im folgenden Abschnitt 6.1.1 werden zunächst das Modell und die zugrundeliegenden Überlegungen vorgestellt. In Abschnitt 6.1.2 werden anschließend die Ergebnisse der Berechnungen dargelegt und diskutiert.

6.1.1. Modell zur Bestimmung des Anwendungsbereiches

Um den grundsätzlichen Zusammenhang zwischen der Lage der Temperierkanäle, der Gussteilwanddicke und dem Einfluss einer variothermen Temperierung zu untersuchen, ist es nicht zwingend erforderlich diverse real existierende Geometrien zu überprüfen. Das im Folgenden vorgestellte Werkzeugmodell orientiert sich grundsätzlich an den vereinfachten Modellen, welche für die Veranschaulichung der Gestaltungsrichtlinien für Temperierungen im Druckguss verwendet werden. Beispiele dafür sind etwa in Abbildung 3-8 oder in Abschnitt 5.1.1 zu sehen. Der Aufbau des Modells besteht aus den drei Komponenten Werkzeugeinsatz, Gussteil und Temperierkanal. Abbildung 6-1 zeigt schematisch den Aufbau des Modells, welches parametrisch aufgebaut wurde, um den virtuellen Versuchsraum aufspannen zu können.

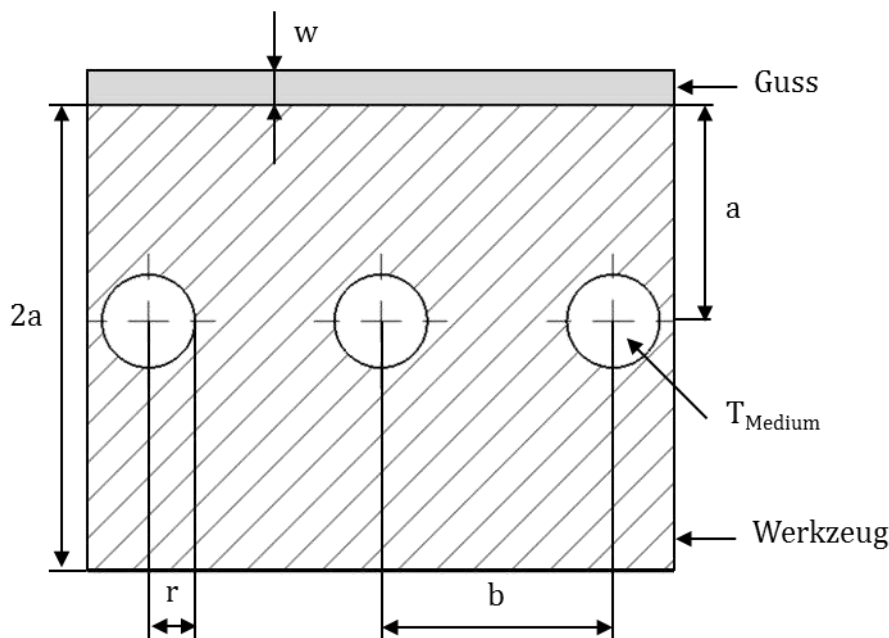


Abbildung 6-1: Schematische Darstellung des Ausgangsmodells für den virtuellen Versuchsplan für die grundlegende Betrachtung der thermischen Verhältnisse.

Allen Varianten gemein ist eine quadratische Grundfläche von 500 mm, welche nicht variiert wird. Die Ränder des Modells sind dabei adiabatisch. Die Höhe des Aufbaus ist abhängig von der Wandstärke des Gussteils (w) und dem Abstand der Temperierkanäle zur Kavität (a). Dabei entspricht die Dicke des Werkzeugs stets dem doppelten Abstand der Kanäle, wodurch die Kanäle immer mittig im Werkzeug liegen. Die Anzahl der Kanäle ist immer ungerade und von der Werkzeugmitte ausgehend werden links und rechts des Kanals so viele Kanäle untergebracht wie es die

Grundbedingungen erlauben. Die äußersten Kanäle haben dabei jedes Mal einen Abstand zur Außenseite, der dem halben Abstand der Temperierkanäle zueinander (b) entspricht. Auf diese Weise wird die Anzahl der Kanäle über den Radius des Kanals (r) und den Abstand der Kanäle zueinander (b) automatisch festgelegt. Als Gusswerkstoff wird eine AlSi7Mg0,3-Schmelze verwendet, welche zu Beginn stets eine Temperatur von 700 °C aufweist. Im Werkzeug liegt zu Beginn eine homogene Temperatur von 250 °C vor, es besteht aus dem bereits bekannten 1.2343-Stahl. Die stationäre bzw. die variotherme Temperaturführung wird über die Temperatur des Temperiermediums (T_{Medium}), in diesem Falle Öl, abgebildet. Für eine konventionelle, stationäre Temperierung verbleibt diese durchgehend bei 250 °C. Im Falle der variothermen Temperaturführung wird die Temperatur mit dem Zustandekommen eines Kontaktes zwischen Werkzeug und Guss auf 100 °C abgesenkt. Die betrachteten Temperaturen beruhen somit auf den Gegebenheiten und der Erkenntnissen der Druckgussstudien (siehe Kapitel 4 und 5). Für das virtuelle Versuchsfeld werden die Parameter a , b , r und w gezielt variiert. Die Werte für die Parameter gibt Tabelle 6-1 wieder, die Randbedingungen der Simulation sind in Tabelle 10-19 und Tabelle 10-20 zusammengefasst.

Tabelle 6-1: Stufenwerte der Parameter der Berechnungen zur grundlegenden Betrachtung der thermischen Verhältnisse.

Parameter	Untere Grenze [mm]	Obere Grenze [mm]	Schrittweite [mm]
a	5	50	5
b	10	200	2
r	2,5	10	2,5
w	5	50	5

Die Grenzen wurden dabei entsprechend so gewählt, dass sowohl sehr filigrane, konturnahe Lösungen betrachtet werden, aber auch Varianten, welche mit wenigen, großen Temperierkanälen arbeiten. Dabei werden mit einer Spannweite von 5 mm bis 50 mm sehr dünnwandige, aber auch verhältnismäßig dicke Gussteilgeometrien betrachtet. In den Grenzen der Parameter a und b spiegeln sich die Grenzen der in Abschnitt 5.1.1 näher betrachteten Konstruktionsrichtlinien für Temperierkanäle wider. Aufgrund der formulierten Restriktionen und der Zusammenhänge zwischen den Parametern ergeben sich abzüglich der Kombinationen, welche zu unter den formulierten Randbedingungen unzulässigen Varianten führen, insgesamt 1900 verschiedene Modelle, welche betrachtet werden können. Die größte Reduktion der

Anzahl findet im Bereich des Parameters b statt, da hier viele Varianten aufgrund der Randbedingungen und den Kombinationsmöglichkeiten der drei anderen Parameter nicht zulässig sind. Der Parameterraum deckt dabei auch Konstellationen ab, welche den bereits für den Druckguss betrachteten Modellen aus Kapitel 4 und 5 entsprechen. In diesen Fällen ist es vor allem interessant zu bestimmen, wie die Wanddicke des Gussteils ausfallen muss, um einen Effekt auf das Gussteil bewirken zu können. Die Ergebnisse der Berechnungen werden im folgenden Abschnitt vorgestellt und diskutiert.

6.1.2. Berechnungsergebnisse und Diskussion

Für den Druckguss wurde bereits in Kapitel 4 beschrieben, welche Kenngrößen für Gussteilqualität in der Literatur mit der Werkzeugtemperierung in Verbindung gebracht werden. Sofern der Bauteilverzug, wie es beim gewählten Aufbau unumgänglich ist, bei der Betrachtung nicht berücksichtigt werden kann, so sind es vor allem die Abkühlbedingungen für das Gießmetall und deren Auswirkung auf das Gefüge, welche durch die Temperierung beeinflusst werden können. Besonders relevant ist dabei die Phase der Erstarrung, bevor das komplette Metall die Solidus-Temperatur erreicht bzw. unterschritten hat. Die Geschwindigkeit, mit der in diesem Temperaturfenster die Wärme abgeführt wird, beeinflusst wesentlich die Ausprägung des sich in dieser Phase bildenden Gefüges. Der Dendritenarmabstand (DAS) ist eine Gefügekenngroße, welche in direktem Zusammenhang mit der Abkühlgeschwindigkeit steht. Anhand dieser Kenngröße wird im Folgenden der Einfluss einer variothermen Temperierung im Vergleich zu einer herkömmlichen, stationären Temperierung bewertet. Abbildung 6-2 zeigt exemplarisch ein Parallelkoordinaten-Diagramm, welches sämtliche Ergebnisse der Studie beinhaltet.

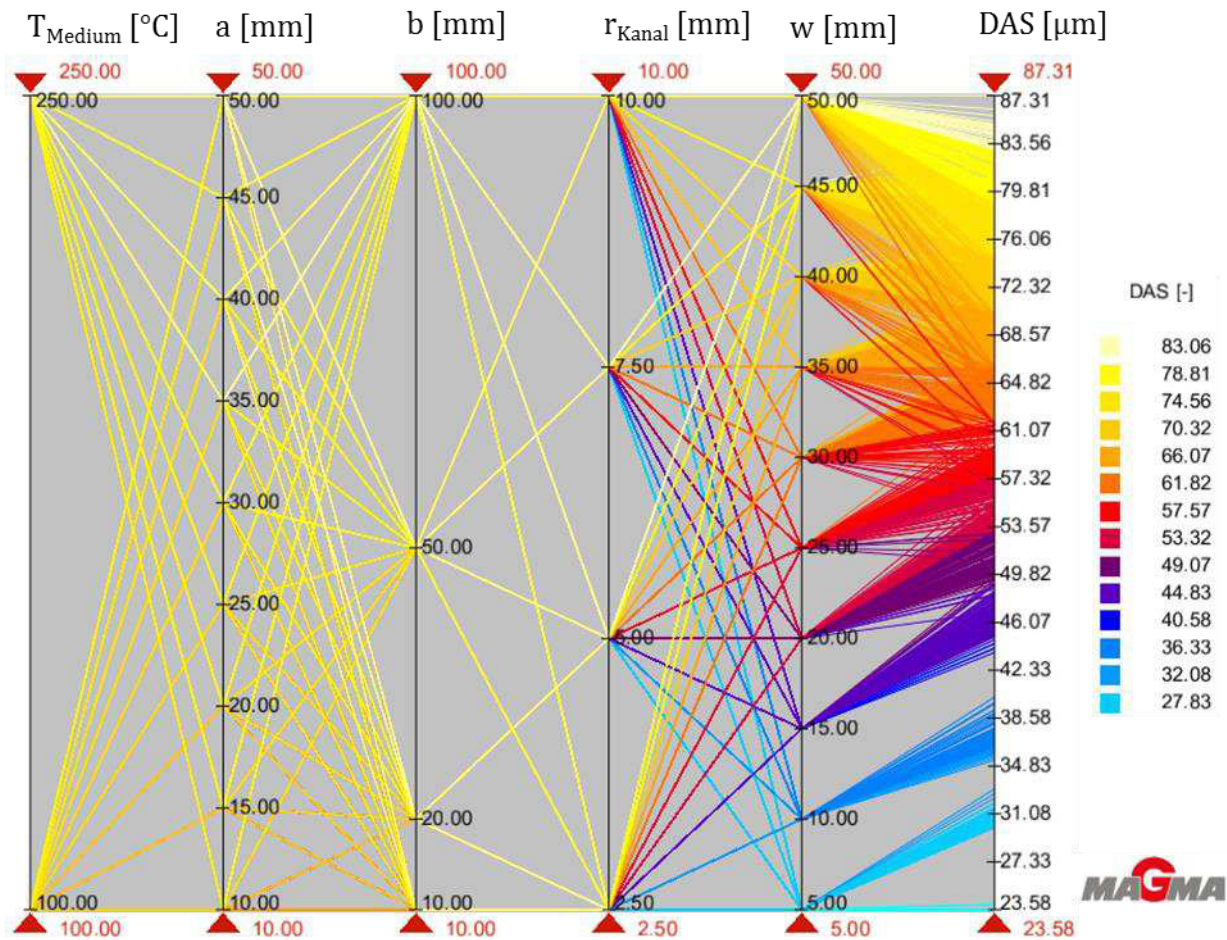


Abbildung 6-2: Simulierter Einfluss der variothermen Temperierung auf den resultierenden DAS, vollständiges Ergebnisfeld.

Am linken Rand ist über die Medientemperatur, wie es schon in Abschnitt 6.1.1 erklärt wurde, die Auswahl zwischen stationär temperierten Varianten (250 °C) und variotherm temperierten Varianten (100 °C) möglich. Von links nach rechts folgen anschließend die vier Stellgrößen, welche der Studie zugrunde liegen. Am rechten Abbildungsrand ist mit dem DAS schließlich das Bewertungskriterium aufgetragen. Aus der Gesamtsicht wird deutlich, dass der DAS durch unterschiedliche Parameterkombinationen stark beeinflusst werden kann. So werden Werte zwischen 23,6 μm und 87,3 μm erreicht. Anhand der Betrachtung einzelner Parameterkombinationen wird es darüber hinaus möglich, den Einfluss der Variothermie bei einer bestimmten Temperierkanalanordnung genau zu erfassen. Jeder Gussteilwandstärke können bei dieser Eingrenzung genau zwei Ergebnisse zugeordnet werden: Die obere Linie entspricht dabei der stationär temperierten Variante, die untere entsprechend der Variothermen. Abbildung 6-3 zeigt exemplarisch die Bewertung des erzielten DAS-Unterschiedes bei einer Wandstärke von 50 mm auf.

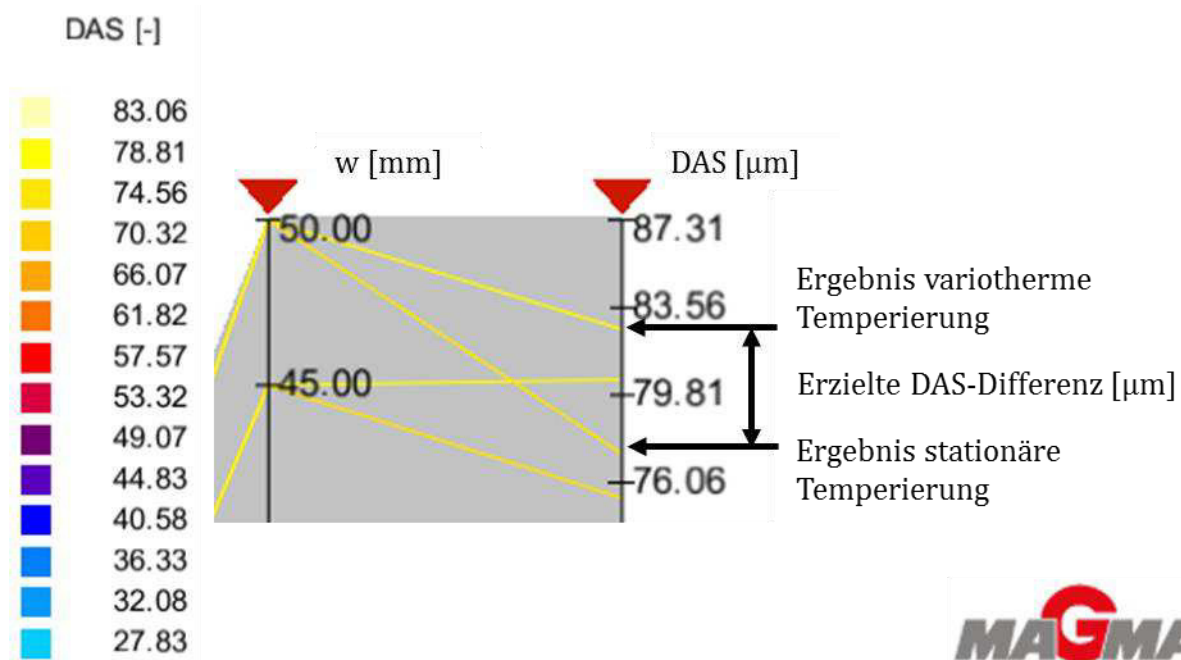


Abbildung 6-3: Bewertungsbeispiel für den erzielten Unterschied im DAS durch den Einsatz einer variothermen bzw. einer stationären Temperierung bei 50 mm Wandstärke des Gussteils.

Interessant ist hinsichtlich der Argumentation im Zuge der Druckgussstudie vor allem die Information, ab welcher Bauteildicke eine Beeinflussung des Erstarrungsprozesses erfolgt. Abbildung 6-4 zeigt die Ergebnisse für eine Parameterkombination, welche mit $a = 40$ mm, $b = 50$ mm und $r = 5$ mm den Gegebenheiten im zuvor untersuchten Versuchswerkzeug Zwillingplatte entspricht. Für diese Parameterkombination wird bei der Betrachtung der rechten Diagrammseite schnell deutlich, dass eine ausreichende Gussteilwandstärke vorliegen muss, damit eine Adaption der Temperierung einen Einfluss haben kann. Dies entspricht den aus Kapitel 4 und 5 abgeleiteten Erwartungen. Für eine Wandstärke von 5 mm kann kein Unterschied nachgewiesen werden. Der DAS liegt in beiden Fällen bei $30,3$ µm und zeigt keinerlei Einfluss der Temperaturänderung im Temperiermedium an. Entsprechend fallen auch andere, dem DAS verwandte Kenngrößen wie die Kühlrate, die Erstarrungsrate oder die Erstarrungszeit, exakt gleich aus. Bezüglich des Ausgangszustandes der Druckgussstudie mit einer mittleren Wandstärke des Gussteils von 4 mm bestätigen sich hier die Schlussfolgerungen aus Abschnitt 4.4. Erst mit einer Wandstärke von 15 mm sind minimale Unterschiede feststellbar. Bei einer Wandstärke von 50 mm erreicht die Auswirkung schließlich ihr Maximum mit einem DAS von $77,3$ µm (variotherm) bzw. $82,6$ µm (stationär). Die Erstarrungszeit kann in diesem Fall durch den Einsatz von Variothermie um $81,8$ s auf $409,4$ s gesenkt werden. Ein

nachweisbarer Unterschied wäre daher bei entsprechender Bauteildicke auch bei dieser Temperierkanalgestaltung möglich. Die dafür notwendige Wandstärke legitimiert im gleichen Zug den Wechsel der Betrachtung hin zum Kokillenguss, da diese im Druckguss kaum umsetzbar ist.

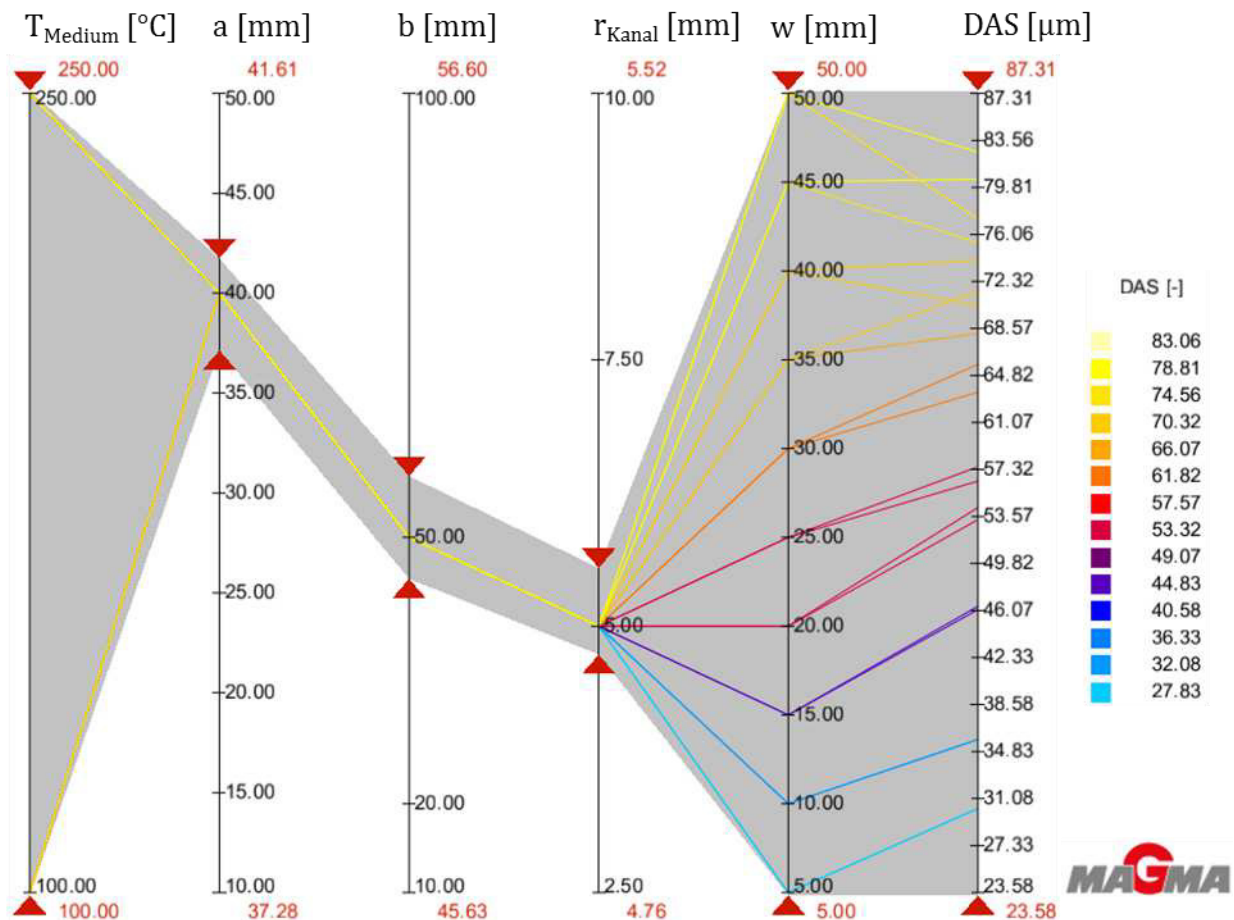


Abbildung 6-4: Simulierter Einfluss der variothermen Temperierung auf den resultierenden DAS, für die Temperierkanalanordnung des Referenzmodells basierend auf dem Zwillingplattenwerkzeug.

Für den Druckguss konnten die größten Verbesserungen hinsichtlich der Adaptivität des Temperiersystems durch den Einsatz einer konturnahen Kühlkanalgeometrie realisiert werden. Der Abstand a wurde dabei auf 20 mm reduziert. Folgt man bei diesem Abstand den Empfehlungen aus Abschnitt 5.1.1, so ergibt sich entsprechend ein Abstand b von ebenfalls 20 mm, wobei der Durchmesser des Kühlkanals unverändert bleibt. Die Ergebnisse des vereinfachten Modells für diese Parameterkombination zeigt Abbildung 6-5. Auch für das hier verwendete Modell zeigen sich deutliche Auswirkungen dieser Anpassung auf das Zielkriterium. Der maximal erreichte DAS sinkt im Vergleich zu Abbildung 6-4 um 5,9 μm auf nur noch 76,7 μm ,

die Erstarrung wird also auch unabhängig von der Temperaturführung beschleunigt. Dies deckt sich mit den bisherigen Erkenntnissen. Auch im Bereich der Wandstärkenabhängigkeit ist der Einfluss klar zu erkennen. Bereits für eine Wandstärke von 5 mm treten hier Unterschiede zwischen den beiden Arten der Temperierung auf, welche allerdings unterhalb von 1 μm liegen. Ein vergleichbarer Unterschied zwischen den resultierenden DAS wird hier aber schon bei einer Wandstärke von 30 mm erreicht. Für die maximalen 50 mm liegt der Unterschied gar bei 8,7 μm , während die Erstarrungszeit von 404 s auf 293,2 s gesenkt werden kann. Durch die variotherme Temperierung entsteht somit ein Erstarrungsverlauf, wie er bei stationärer Temperierung für ein um 15 mm dünneres Bauteil zu erwarten wäre. Über die Variothermie kann in dieser Konstellation also eine Feinung des resultierenden Gefüges erreicht werden, was wiederum eine positive Beeinflussung der mechanischen Eigenschaften der resultierenden Bauteile erwarten lässt. Die erreichten Verbesserungen in dieser Hinsicht sind jedoch noch begrenzt, wenngleich die Reduktion der Erstarrungszeit des Bauteils um rund 27 % bereits sehr deutlich ausfällt.

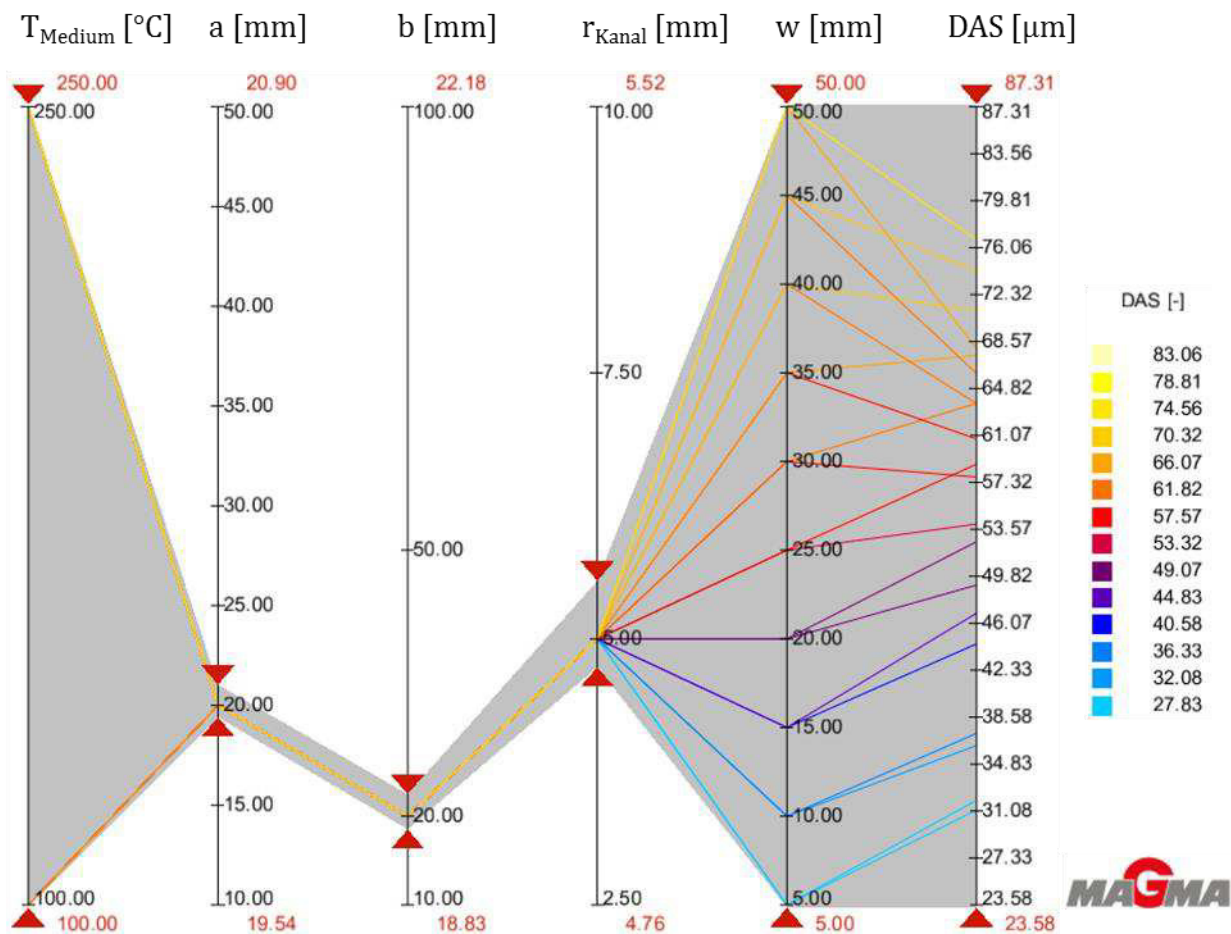


Abbildung 6-5: Simulierter Einfluss der variothermen Temperierung auf den resultierenden DAS, für die zuvor im Druckguss untersuchte, konturnahe Temperierkanalanordnung.

Wird die Konstruktion noch weiter in Richtung größerer Konturnähe angepasst, verändern sich die Ergebnisse noch stärker. Abbildung 6-6 zeigt die Ergebnisse für ein Design mit einem Abstand der Kanalmitte zur Kavitätsoberfläche von 10 mm bei einem Abstand der Kanäle zueinander von 20 mm. Bei dieser Kombination handelt es sich um die stärkste Form der Konturtreue, welche mit dem zuvor beschriebenen Modell realisiert werden kann. Eine Reduktion des Abstands b auf 10 mm ist in diesem Fall aufgrund der gewählten Restriktionen nicht möglich, sofern der Kanalradius bei 5 mm liegen soll. In diesem Fall wären die Kanäle nicht mehr voneinander getrennt. Erneut ist eine Abnahme des maximal erreichten DAS um 4,5 μm auf nun 72,2 μm zu verzeichnen. Auch bei einer Gussteilwandstärke von nur 5 mm treten nun Unterschiede zwischen der stationären und der variothermen Temperierung hervor. Mit 31,1 μm für die variotherme bzw. 33 μm für die stationäre Variante ver-

doppelt sich der erzielbare Unterschied annähernd. Eine reproduzierbare Verfeinerung des Gefüges unter realen Abgussbedingungen und den damit einhergehenden Schwankungen im Prozess kann aufgrund des noch immer geringen Unterschiedes aber nicht erwartet werden. Dieser Umstand stützt die Vermutung, dass die Technologie für dünnwandigen Leichtmetallguss nicht qualitätssteigernd eingesetzt werden kann. Ein anderes Bild zeigt sich für größere Wandstärken. Der im ersten Szenario betrachtete, erreichbare DAS-Unterschied von 5,3 μm bei einer Gussteildicke von 50 mm wird nun bereits für eine Dicke von 20 mm erreicht. Für die maximale betrachtete Gussteilwandstärke von 50 mm wird ein Unterschied von 8,4 μm erreicht. Die Werte liegen dabei für die stationäre Variante bei 72,2 μm und für die variotherme bei 63,8 μm . Die Erstarrungszeit wird nochmals deutlich reduziert, kann durch die größere Nähe zur Kontur und den Einsatz von Variothermie auf 248,5 s gesenkt werden und liegt somit bei nur noch 61,5 % der Ausgangszeit.

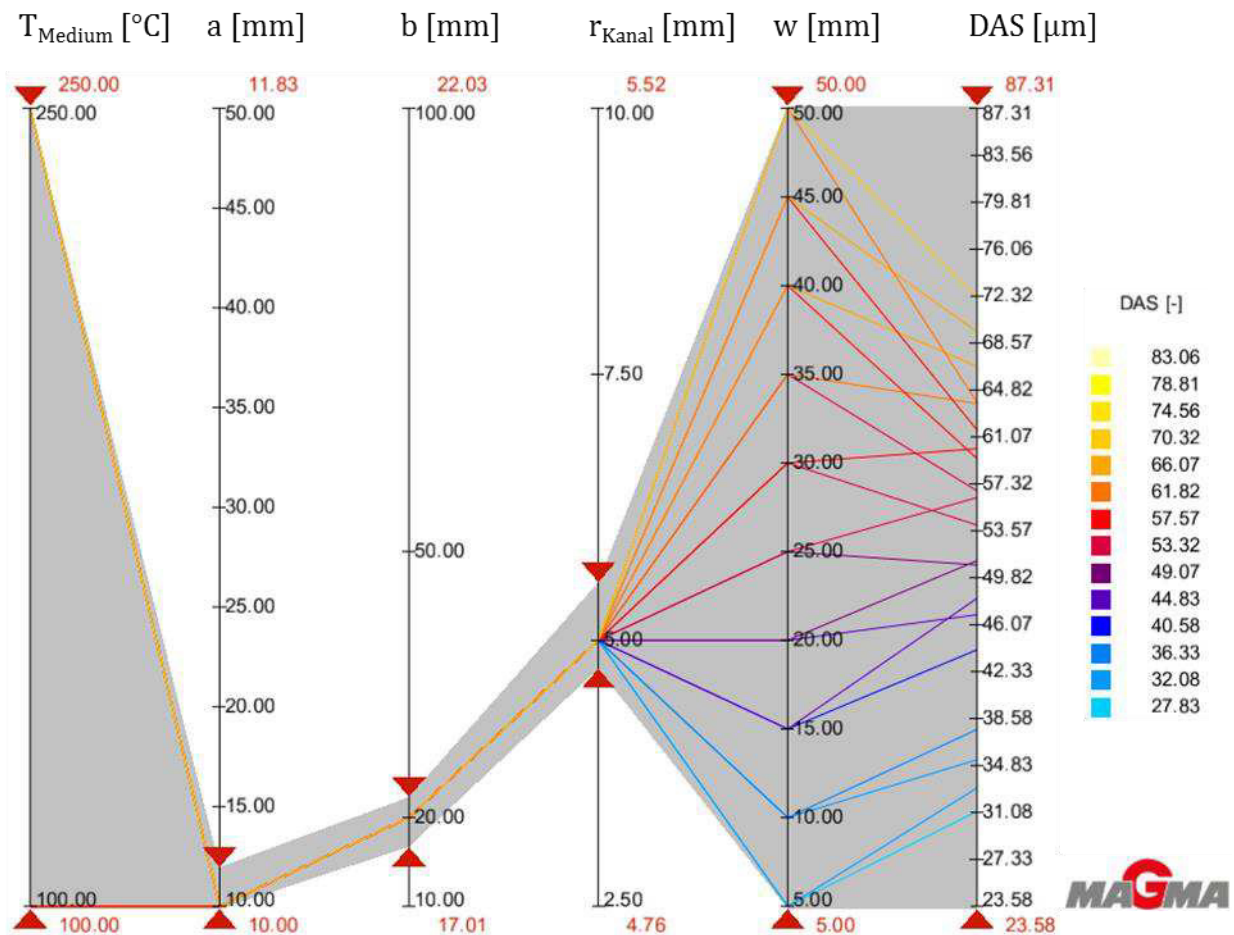


Abbildung 6-6: Simulierter Einfluss der variothermen Temperierung auf den resultierenden DAS, für eine konturnahe Lösung.

Durch die abstrahierte Betrachtung der Einflüsse von Gestaltungsvariationen in der Werkzeugtemperierung unter der Berücksichtigung sowohl stationärer als auch variothermer Temperaturführungen konnte ein eindeutiger Zusammenhang zwischen der potenziellen Wirksamkeit einer variothermen Temperierung und der Wandstärke des zu fertigenden Gussteils ermittelt werden. In der Simulation konnte festgestellt werden, dass es Kombinationen aus Temperierungsgestaltung und Wandstärke gibt, welche eine positive Beeinflussung der Gefügefinesheit durch die Variothermie von vorneherein ausschließen. Erst ab einer gewissen Wandstärke kann mit einem Einfluss gerechnet werden. Dieser Schwellenwert verschiebt sich mit abnehmendem Abstand der Temperierung zur Kavität zu geringeren Wandstärken: je geringer der Abstand der Temperierung zur Werkzeugoberfläche und je größer die zu beeinflussende Wandstärke des Gussteils, desto größer die Möglichkeiten der Einflussnahme durch die Variothermie. Es konnte gezeigt werden, dass unter bestimmten Umständen die Einstellung eines feineren Gefüges durch den Einsatz einer variothermen Temperierung möglich ist. Wenngleich die festgestellten Unterschiede im DAS mit maximal $8,4 \mu\text{m}$ nicht als sehr groß anzusehen sind, so fällt die Reduktion der Erstarrungszeit um bis zu 38,5 % sehr deutlich aus. Ausgehend von der Tatsache, dass die Erstarrungszeit einen wesentlichen Anteil der Zykluszeit ausmacht und eine Verkürzung der Erstarrung somit direkt eine Verkürzung des Zyklus nach sich zieht, erscheint der Einsatz einer variothermen Temperierung als Möglichkeit die Effizienz des Prozesses zu verbessern.

In der durchgeführten Studie wurde ausschließlich auf die verbesserte Kühlwirkung einer variothermen Öltemperierung abgestellt. Diese stärkere Kühlwirkung wäre auch durch den Einsatz generell niedrigerer Öltemperaturen oder den Einsatz von alternativen Kühlmedien wie etwa Wasser denkbar. In diesen Fällen wäre aber auch eine deutlich reduzierte Werkzeugtemperatur zum Zeitpunkt der Formfüllung unvermeidbar. Durch den Einsatz einer variothermen Temperierung bietet sich an dieser Stelle die Möglichkeit eine beschleunigte Abkühlung herbeizuführen, ohne dabei auf erhöhte Werkzeugtemperaturen vor dem Abguss verzichten zu müssen. Eine entsprechende Wiedererwärmung des Werkzeugs könnte hier direkt nach der vollständigen Erstarrung des Gussteils erneut einsetzen. Im Gegensatz zu einer Schwellkühlung wäre dies aus thermischer Sicht auch dann ein stabiler Prozess, wenn es zu Verzögerungen im Prozessablauf kommt. Die gewonnenen Erkenntnisse über den Einfluss der Wanddicke und der Temperierkanalgeometrie sollen im folgenden Abschnitt 6.2 genutzt werden, um anhand einer Praxisstudie die Anwendbarkeit der Variothermie für den Kokillenguss an einem realen Beispiel zu überprüfen.

6.2. Studie zur Anwendbarkeit der Variothermie im Kokillenguss

In der im Folgenden vorgestellten Studie sollen die Erkenntnisse, welche im Hinblick auf den Druckguss in Kapitel 4 und 5 gewonnen wurden, kombiniert mit den Erkenntnissen aus Abschnitt 6.1 dazu genutzt werden, um die Anwendbarkeit der Variothermie im Kokillenguss an einem realen Beispiel zu untersuchen. Für diese Studie wird ein bestehender Versuchsstand basierend auf den Erkenntnissen aus Abschnitt 6.1 modifiziert und für eine numerische Studie genutzt. Diese soll zeigen, inwiefern die Variothermie zur Verbesserung der Gussteilqualität respektive zur Verkürzung der Erstarrungs- und Zykluszeit genutzt werden kann.

6.2.1. Versuchswerkzeug und Messaufbau

Der für die Studie genutzte Versuchsstand wurde im Rahmen des Sonderforschungsbereiches (SFB) 1120, welcher durch die Deutsche Forschungsgemeinschaft gefördert wird, am Aachener Gießerei-Institut konzipiert und aufgebaut. Ziel dieses SFB bzw. des entsprechenden Teilprojektes ist die Beeinflussung der Bauteilpräzision durch die Beherrschung der Schmelze und der Erstarrung des Gießmetalls. Zu diesem Zweck wurde ein Versuchsstand entwickelt, welcher in-situ Messungen der auftretenden Temperaturen und des Bauteilverzugs während der Bauteilerstarrung ermöglicht. Eine detaillierte Beschreibung des Aufbaus geben Wolff et al. [179; 180]. Ausgangspunkt des Versuchsstandes ist ein rotationssymmetrischer Napf, dessen Verformung während der Erstarrung mit Hilfe von eingegossenen Quarzglasstäben, welche mit Wegmessern verbunden sind, erfasst werden soll. Neben dem Studium der wichtigsten Einflussgrößen auf Abkühlbedingungen und Verformung sollen die Randbedingungen in einem späteren Schritt des Projektes dergestalt modifiziert werden, dass Gussteile mit einem reduzierten Verzug gefertigt werden können.

Der Vorteil dieses Aufbaus für die Studie innerhalb der vorliegenden Arbeit ist, dass sich die Gussteilgeometrie aufgrund der verschiedenen, auftretenden Wandstärken sehr gut für die Betrachtung wandstärkenabhängiger Phänomene eignet. Dies ist, wie in Abschnitt 6.1 gezeigt werden konnte, ein wichtiges Kriterium bei der Betrachtung des Einflusses von variothermen Temperierungen auf das entstehende Gussteil. Trotz der einfachen Form des Gussteils können verschiedene Wandstärken untersucht werden, wie Abbildung 6-6 zeigt. Mit Wanddicken von 15,5 bis 45 mm deckt die Geometrie den in Abschnitt 6.1.2 herausgearbeiteten, relevanten Betrachtungsraum ab. Einzig auf eine Betrachtung einer Bauteilpartie mit einer Wandstärke von 50 mm muss an dieser Stelle verzichtet werden. Auf eine nähere Betrachtung

des Speisers, welcher noch größere Wandstärken aufweist, wird im Folgenden verzichtet. Grund dafür ist, dass nur im Bereich der Napfgeometrie eine aktive Werkzeugtemperierung möglich ist. Der durch einen Sandkern dargestellte Speiser kann nicht aktiv temperiert werden und scheidet daher für eine Analyse zum Einfluss der Variothermie auf die Bauteileigenschaften aus.

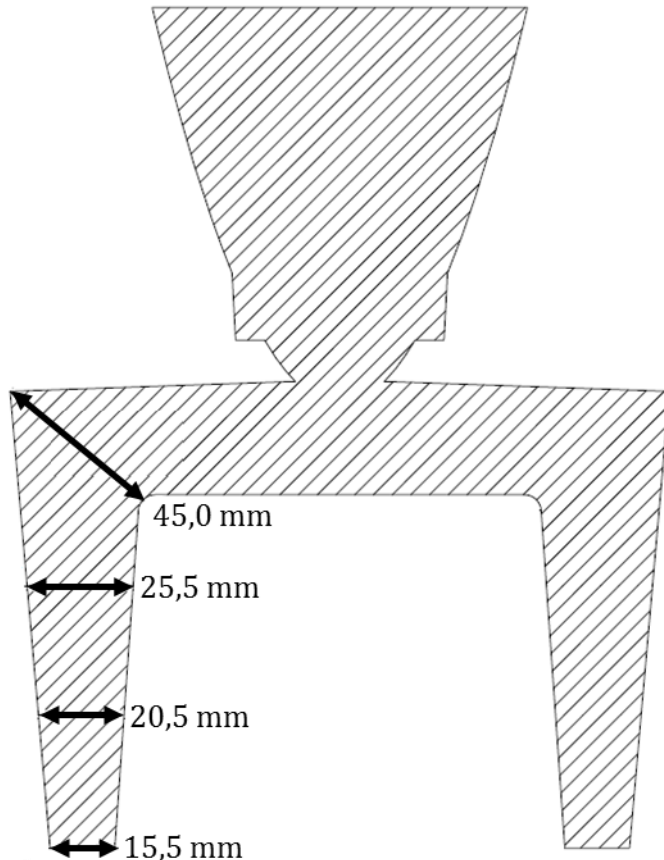


Abbildung 6-7: Schnitt durch das Gussteil mit charakteristischen Wandstärken.

Der formgebende Kokillen-Teil des Aufbaus besteht aus insgesamt vier separaten Elementen. Die Außenkontur des Napfes wird dabei durch drei Werkzeugeinsätze realisiert. Diese sind als Module ausgeführt und können beliebig getauscht werden. Im Zuge der Untersuchungen des SFB kommen dabei sowohl konventionell gefertigte Einsätze aus Stahl und Kupfer als auch generativ gefertigte Einsätze aus Stahl zum Einsatz [180]. Für die Untersuchungen werden im Folgenden die konventionell gefertigten Werkzeugeinsätze aus dem Material 1.2343 verwendet, um eine möglichst hohe Vergleichbarkeit zu den praktischen Versuchen im Bereich Druckguss zu gewährleisten. Der Kern, welcher die Innenkontur des Napfes trägt, wird im ursprünglichen Aufbau als Vollkörper ausgeführt und besteht entweder ebenfalls aus 1.2343 oder aus einem Sandkern. Für die Berechnungen zur Variothermie wird der

Versuchsstand an dieser Stelle um einen konturnah temperierbaren Innenkern ergänzt. Die äußere Form des Kerns (Abbildung 6-8 Links) bleibt dabei zum ursprünglichen Aufbau unverändert. Integriert wird nun ein Temperierkanal mit vier Windungen (Abbildung 6-8 Mitte und Rechts), welcher über einen Durchmesser von 10 mm verfügt. Der Abstand der Kanäle zur Wand und der Windungen zueinander wurden dabei entsprechend den bisherigen Erkenntnissen dieser Arbeit gewählt.

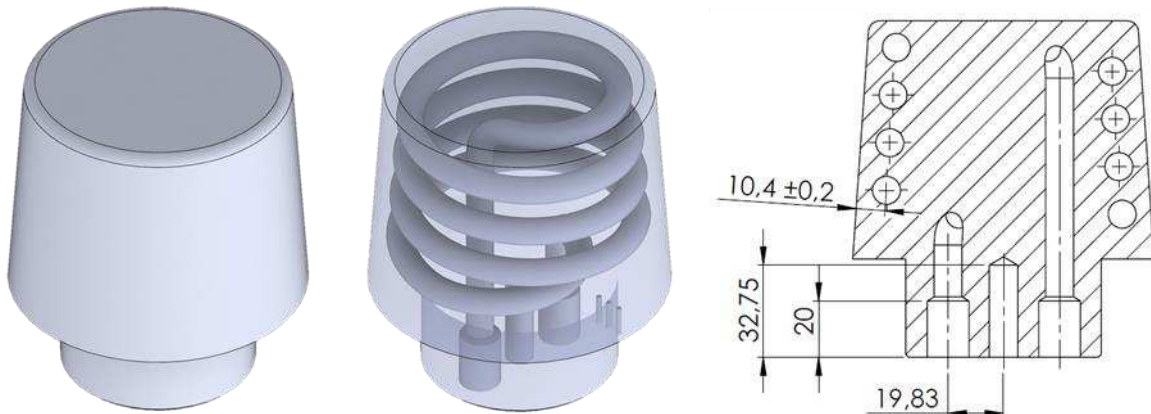


Abbildung 6-8: Generativ gefertigter Innenkern (Links) mit konturnaher Temperierung (Mitte und Rechts).

Für die durchzuführende Studie werden nur Teile aus der Gesamtfunktionalität des Versuchsaufbaus genutzt. So wird etwa die Temperierkanalgeometrie der Außenkontur nicht variiert. Die Randbedingungen unterscheiden sich lediglich in der gewählten Temperierung. Hinsichtlich des Gießprozesses wird der beschriebene Versuchsstand mit dem in Kapitel 4 vorgestellten, variothermen Temperiergerät betrieben. Nach einer Vorwärmzeit von 120 Minuten bei einer Öltemperatur von 300 °C wird mit der Formfüllung auch die Öltemperatur auf 100 °C umgeschaltet. Verwendet wird eine AlSi7Mg0,3 -Schmelze, welche mit einer Temperatur von 750 °C vergossen wird. Betrachtet wird vor allem das resultierende Gussgefüge, im Bereich der in Abbildung 6-7 dargestellten, charakteristischen Wandstärken. Anhand der DAS-Bestimmung wird, analog zu den Untersuchungen in Abschnitt 6.1, der Einfluss der variothermen Temperierung auf das Gussgefüge analysiert.

6.2.2. Numerische Studie

Basierend auf den Ergebnissen, welche in Abschnitt 6.1.2 vorgestellt wurden, sollte es in dem in Abschnitt 6.2.1 vorgestellten Aufbau möglich sein, einen Einfluss der Temperiermethodik auf das Gefüge des Gussteils auszuüben. Entscheidend dafür, ob eine Veränderung des Gefüges hinsichtlich des DAS bewirkt werden kann, ist der

Umstand, inwiefern die Abkühlbedingungen im Guss während der Erstarrung beeinflusst werden können. Die beiden Kenngrößen, welche dazu näher betrachtet werden, sind die Abkühlrate oder *Solidification Rate* und die resultierende Erstarrungszeit oder *Solidification Time*. Abbildung 6-9 zeigt die errechneten Abkühlraten in °C/s sowohl für ein stationär als auch für ein variotherm temperiertes Gussteil. Dargestellt ist ein Schnitt durch den Bereich, in welchem in Abbildung 6-7 die charakteristischen Wandstärken im Bauteil definiert wurden. Neben der Verteilung der Abkühlraten, welche in der Abbildung farblich deutlich wird, sind für die in Abbildung 6-7 definierten Bereiche mit charakteristischer Wandstärke auch Einzelwerte abgebildet. Die Art der Verteilung der Abkühlraten ist dabei, wie zu erwarten war, für stationäre und variotherme Temperierungen sehr ähnlich. Allein in der konkreten Ausprägung der Abkühlraten zeigen sich Unterschiede zwischen den beiden Temperierverfahren.

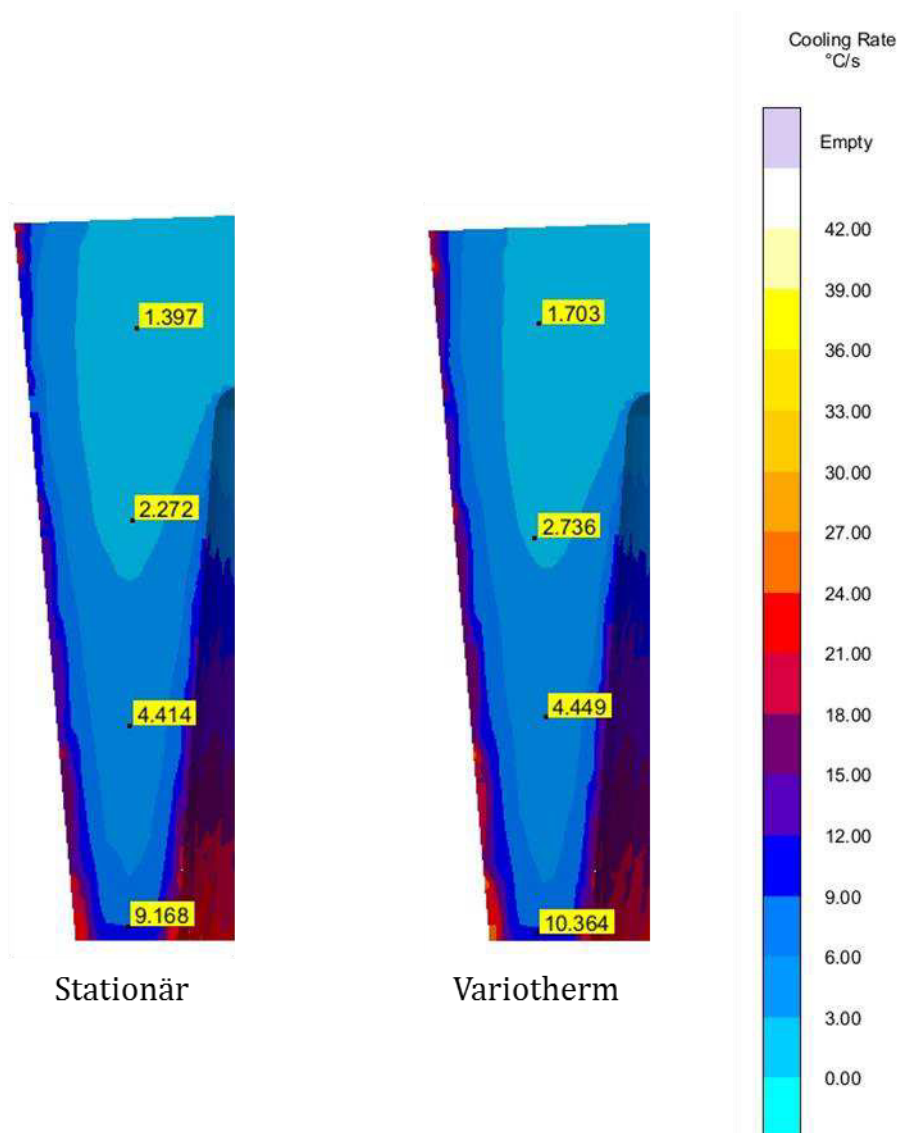


Abbildung 6-9: Simulierter Vergleich der Abkühlrate bei stationärer und variothermer Temperierung mit Temperieröl.

Für die charakteristischen Wandstärken 15,5 mm, 20,5 mm, 25,5 mm und 45 mm nimmt die errechnete Abkühlrate mit zunehmender Wandstärke zu. Werden in der Bauteilpartie mit einer Dicke von 15,5 mm noch Abkühlraten im Bereich von 9,2 °C/s bei stationärer Temperierung erreicht, betragen diese bei Partien mit einer Dicke von 45 mm nur noch 1,4 °C/s. Diese Entwicklung ist für beide Temperierungsarten vergleichbar. Unterschiede gibt es aber zwischen stationärer und variothermer Temperierung in den erreichten Abkühlraten, welche zwischen 1,2 °C/s bei 15,5 mm Wandstärke und 0,3 °C/s bei 45 mm Wandstärke liegen. Dieser Umstand spiegelt sich auch in der in Abbildung 6-10 dargestellten Erstarrungszeit wider.

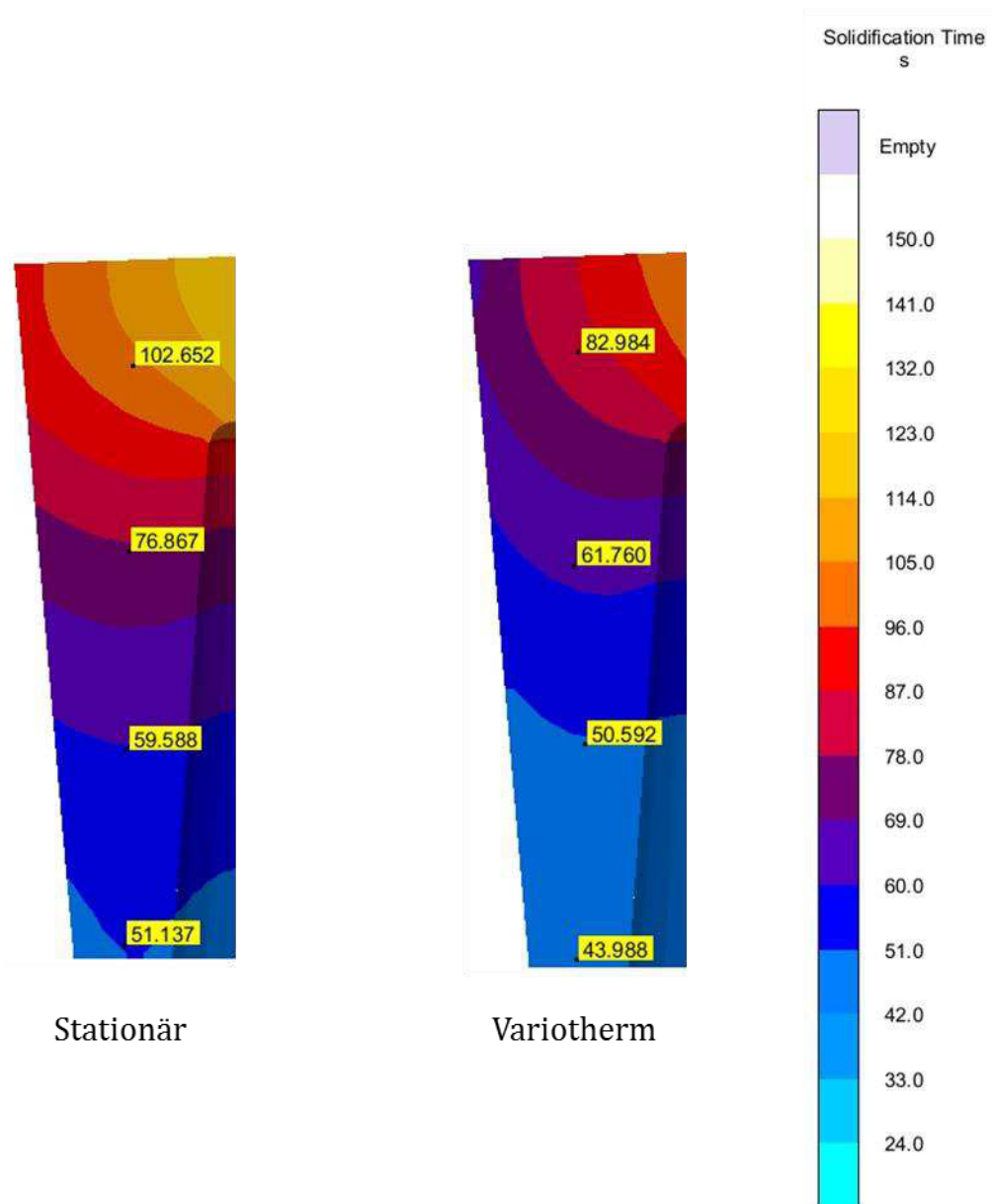


Abbildung 6-10: Simulierter Vergleich der Erstarrungszeit bei stationärer und variothermer Temperierung mit Temperieröl.

Auch hier findet sich die typische Verteilung von geringeren Erstarrungszeiten in Bereichen mit geringerer Wandstärke hin zu längeren Erstarrungsintervallen bei größerer Wandstärke. Konkret steigt die Erstarrungszeit von 51,1 s im Bereich mit 15,5 mm Wandstärke bei stationärer Temperierung auf bis zu 102,7 s bei einer Wandstärke von 45 mm an. Im Bereich der Erstarrungszeit treten nun auch die Unterschiede zwischen stationärer und variothermer Temperierung deutlicher hervor: Zum einen nimmt die Erstarrungszeit bei Anwendung von Variothermie über das gesamte Bauteil hinweg ab, zum anderen nimmt auch die Differenz zwischen

maximaler und minimaler Erstarrungszeit im Guss ab. Das Delta zwischen stationär und variotherm beeinflusster Erstarrungszeit liegt zwischen 7,1 s im dünnsten und 20 s im dicksten Bereich. Die in Abschnitt 6.1.2 aufgezeigten Unterschiede in der Wirksamkeit der Variothermie in Abhängigkeit von der Wandstärke lassen sich also auch in diesem Anwendungsfall feststellen. Als vorteilhaft für homogenere Eigenschaften ist zudem der verringerte Unterschied zwischen minimaler und maximaler Erstarrungszeit anzusehen: Für das konventionell stationär temperierte Gussteil liegt dieser bei 51,6 s wohingegen für das variotherm temperierte Gussteil nurmehr eine Differenz von 39 s vorliegt. Den daraus resultierenden, unterschiedlichen DAS bzw. SDAS (*Secondary Dendrite Arm Spacing*) zeigt Abbildung 6-11 auf.

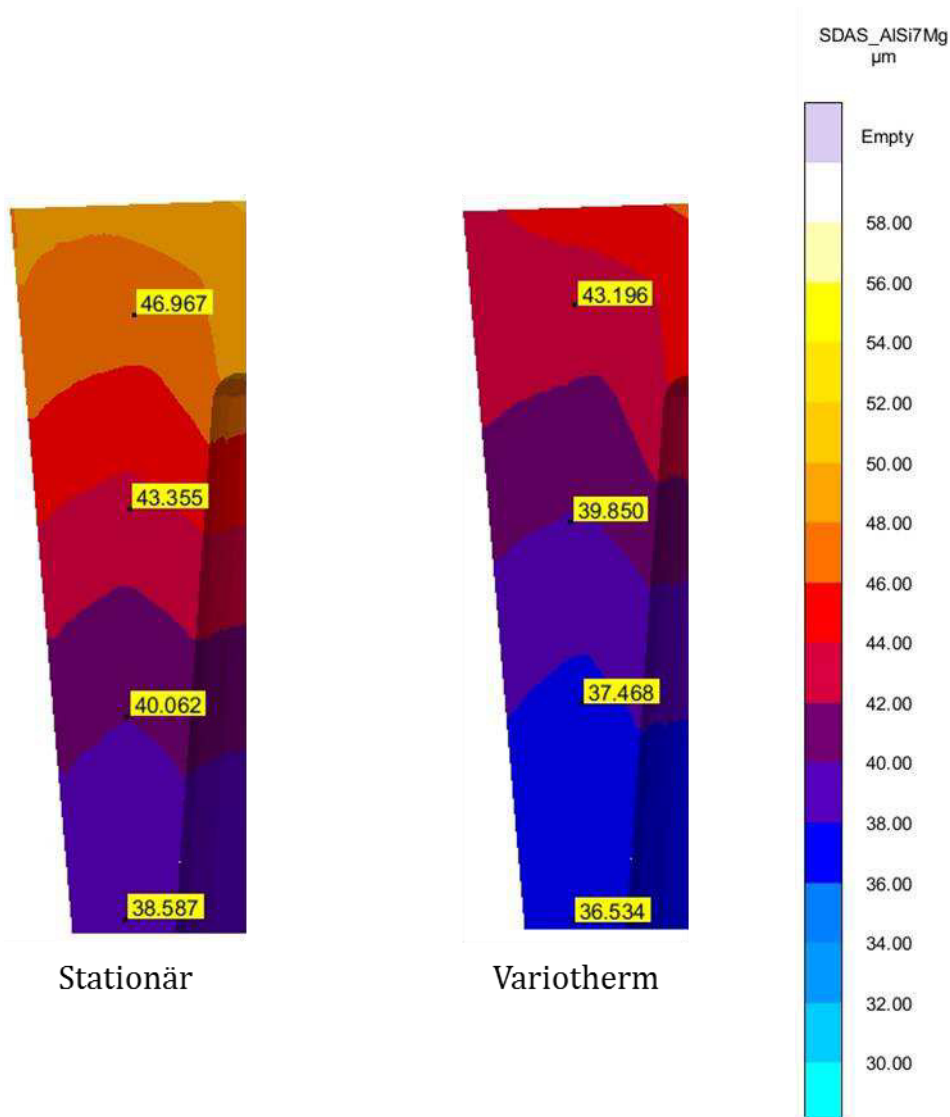


Abbildung 6-11: Simulierter Vergleich des SDAS bei stationärer und variothermer Temperierung mit Temperieröl.

Der DAS nimmt den vorangegangenen Ausführungen entsprechend für beide Temperierverfahren vom dünn- zum dickwandigen Bereich zu. Im Falle der stationären Temperierung von 38,6 μm auf 47 μm und bei variothermer Temperierung von 36,5 μm auf 43,2 μm . Auch hier nimmt das Delta innerhalb des Bauteils von 8,4 μm auf 6,7 μm ab. Es zeigt sich, dass simulativ ein Unterschied zwischen dem DAS bei stationärer und variothermer Temperierung nachweisbar ist. Die Unterschiede liegen mit 1,9 μm bzw. 3,8 μm etwa bei der Hälfte der in Abschnitt 6.1.2 prognostizierten Werte (siehe auch Tabelle 6-2). Dies ist darauf zurückzuführen, dass im Modell, welches in Abschnitt 6.1.2 genutzt wurde, die Temperierung des Gusses nur einseitig erfolgte. Im vorliegenden Modell wird das Gussteil aber sowohl von innen, durch den generativ gefertigten, konturnah temperierten Innenkern, als auch von außen durch die drei Temperiereinsätze beeinflusst. Insofern stimmen die Ergebnisse der grundlegenden Berechnungen mit denen für ein konkretes Gussteil überein. Inwiefern derlei Unterschiede im DAS auch im Experiment prozesssicher dargestellt werden können, muss allerdings überprüft werden, da die Unterschiede im DAS als nicht sehr groß zu werten sind.

Tabelle 6-2: Resultierende DAS und erzielbare Unterschiede zwischen stationärer und variothermer Temperaturführung.

Temperaturführung	DAS_{min} [μm]	DAS_{max} [μm]	$\Delta\text{DAS}_{\text{min}}$ [μm]	$\Delta\text{DAS}_{\text{max}}$ [μm]
Stationär (Öl + 1.2343)	38,6	47,0	1,9	3,8
Variotherm (Öl + 1.2343)	36,5	43,2		

Um aufzuzeigen, inwiefern sich auch in diesem Kontext die Variothermie in ihrer Wirkung noch verstärken lässt, werden folgend zwei weitere Szenarien dargestellt. Im ersten Szenario wird mit Wasser ein anderes Temperiermedium bei ansonsten gleichen Voraussetzungen eingesetzt. Da sich die für Öl festgelegten Temperaturen hier nicht abbilden lassen, wird die obere Temperatur auf 180 °C festgesetzt und die untere Temperatur auf 30 °C abgesenkt. Dieser Umstand muss bei der Betrachtung der DAS-Ergebnisse berücksichtigt werden, da aufgrund dieser Tatsache die initiale Temperatur des Werkzeugs beim Erstkontakt mit der Schmelze geringer ausfällt, als dies bei der Studie mit Temperieröl der Fall war. Abbildung 6-12 und Tabelle 6-3 zeigen den Vergleich zwischen den Varianten unter Einsatz von mit Temperieröl und mit Wasser temperierten Gussteilen.

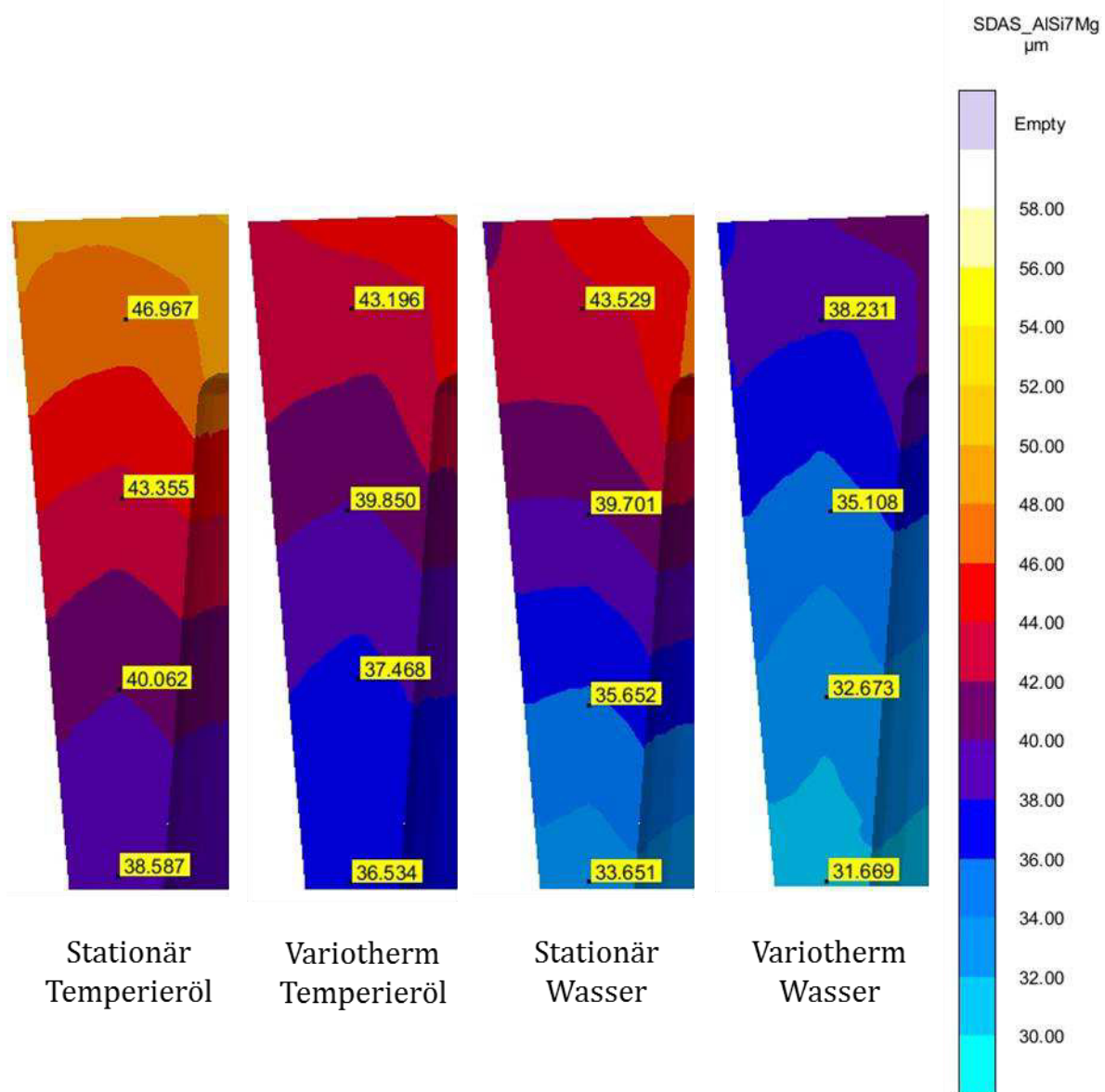


Abbildung 6-12: Simulierter Vergleich des SDAS bei stationärer und variothermer Temperierung mit Temperieröl bzw. Wasser.

Vor allem im dickwandigen Bereich treten zwischen variothermer Öltemperierung und stationärer Wassertemperierung kaum Unterschiede auf, einzig im dünnwandigen Bereich sind Unterschiede von bis zu 2,9 μm festzustellen. In diesen Partien dominiert der Einfluss des zu Anfang kälteren Gießwerkzeugs die Wirkung des kälteren Temperiermediums. Zwischen stationärer und variothermer Variante sind die Unterschiede mit 2 μm im dünnwandigen und 5,2 μm im dickwandigen Bereich größer als für eine Öltemperierung. Mit einem Temperiermedium, welches einen höheren Wärmeübertragungskoeffizienten aufweist (vgl. Abschnitt 3.3.1), kann die Effizienz der Variothermie also gesteigert werden. Ähnlich wie für den Druckguss

muss an dieser Stelle aber festgehalten werden, dass Medientemperaturen von bis zu 300 °C auf diesem Wege nicht realisierbar sind. Sind diese nicht von Nöten, kann ein entsprechend auf Wasser basierendes System eingesetzt werden. Da diese Technologie etwa in der Kunststoffindustrie deutlich verbreiteter ist als ölbasierte Systeme, wäre dies auch anlagenseitig einfacher und weniger kostenintensiv umsetzbar. Im Vergleich zur stationären Öltemperierung können in diesem Modell Unterschiede von 6,9 µm bis 8,2 µm erreicht werden.

Tabelle 6-3: Resultierende DAS und erzielbare Unterschiede zwischen stationärer und variothermer Temperaturführung.

Temperaturführung	DAS_{min} [µm]	DAS_{max} [µm]	ΔDAS_{min} [µm]	ΔDAS_{max} [µm]
Stationär (Öl + 1.2343)	38,6	47,0	1,9	3,8
Variotherm (Öl + 1.2343)	36,5	43,2		
Stationär (Wasser + 1.2343)	33,7	43,5	2,0	5,3
Variotherm (Wasser + 1.2343)	31,7	38,2		

Eine weitere Variante, welche in Kapitel 5 bereits für den Druckguss betrachtet wurde, ist der Einsatz von Werkzeugmaterialien mit höherer Leitfähigkeit. Wird statt dem konventionell verwendeten Stahl 1.2343 etwa der bereits vorgestellte Wolframwerkstoff Anviloy genutzt, zeigt dies auch im Kokillenguss direkte Auswirkungen. Abbildung 6-13 zeigt den Vergleich zwischen stationärer und variothermer Temperierung sowohl für den Standardwerkstoff als auch für einen Werkstoff mit höherer Wärmeleitfähigkeit.

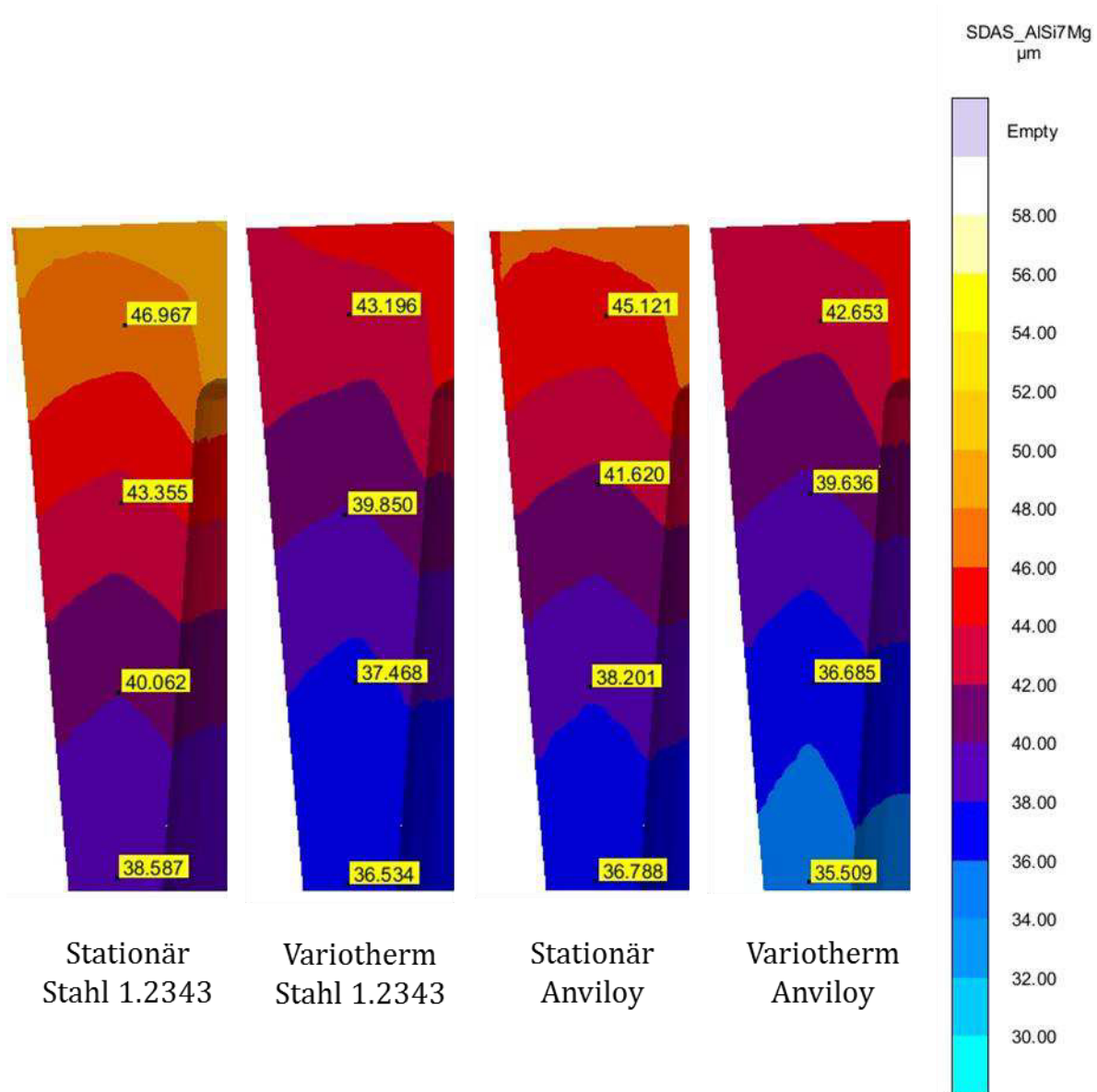


Abbildung 6-13: Simulierter Vergleich des SDAS bei stationärer und variothermer Temperierung mit Temperieröl bei der Verwendung von Stahl (1.2343) oder Anviloy.

Die Gestalt der Temperaturverteilung ändert sich dabei durch den neuen Werkstoff nur geringfügig. Im Schnitt ist der erreichte SDAS um 1,5 µm kleiner, wenn der Anviloy-Werkstoff verwendet wird. Von den erreichten SDAS-Werten liegt die stationär temperierte Anviloy-Variante zwischen dem stationär und dem variotherm temperierten Stahlaufbau. Allein durch den Werkstoff, welcher für die Kokille genutzt wird, lässt sich hier also eine Feinung des Gefüges simulativ nachweisen. Beim Einsatz von Anviloy und Variothermie kann gegenüber dem konventionellen, stationäre temperierten Stahlaufbau eine Verringerung des SDAS von 3,1 µm in den

dünnwandigen Bereichen bis hin zu 4,3 μm in den dickwandigen Bereichen bewirkt werden (siehe auch Tabelle 6-4).

Tabelle 6-4: Resultierende DAS und erzielbare Unterschiede zwischen stationärer und variothermer Temperaturführung.

Temperaturführung	DAS_{min} [μm]	DAS_{max} [μm]	$\Delta\text{DAS}_{\text{min}}$ [μm]	$\Delta\text{DAS}_{\text{max}}$ [μm]
Stationär (Öl + 1.2343)	38,6	47,0	1,9	3,8
Variotherm (Öl + 1.2343)	36,5	43,2		
Stationär (Wasser + 1.2343)	33,7	43,5	2,0	5,3
Variotherm (Wasser + 1.2343)	31,7	38,2		
Stationär (Öl + Anviloy)	36,8	45,1	1,3	2,4
Variotherm (Öl + Anviloy)	35,5	42,7		

Die folgende Abbildung 6-14 zeigt auf, wie sich die erreichbaren Veränderungen darstellen, wenn zusätzlich zu Werkstoffen mit höherer Leitfähigkeit noch ein Temperiermedium mit erhöhtem Wärmeübergangskoeffizienten zum Einsatz kommt. Im Vergleich zur mit Wasser temperierten Stahlvariante kann der SDAS nochmals um 2,7 μm bis 3 μm verringert werden. Bezogen auf die als Standard definierte Variante (stationäre Öl-Temperierung eines Aufbaus aus Werkzeugstahl) ergibt dies eine Verringerung von zwischen 9,5 μm und 12,7 μm , wobei diese aufgrund der geringeren Ausgangstemperatur des Temperiermediums nur zu etwa 60 % der Variothermie zugeschrieben werden kann.

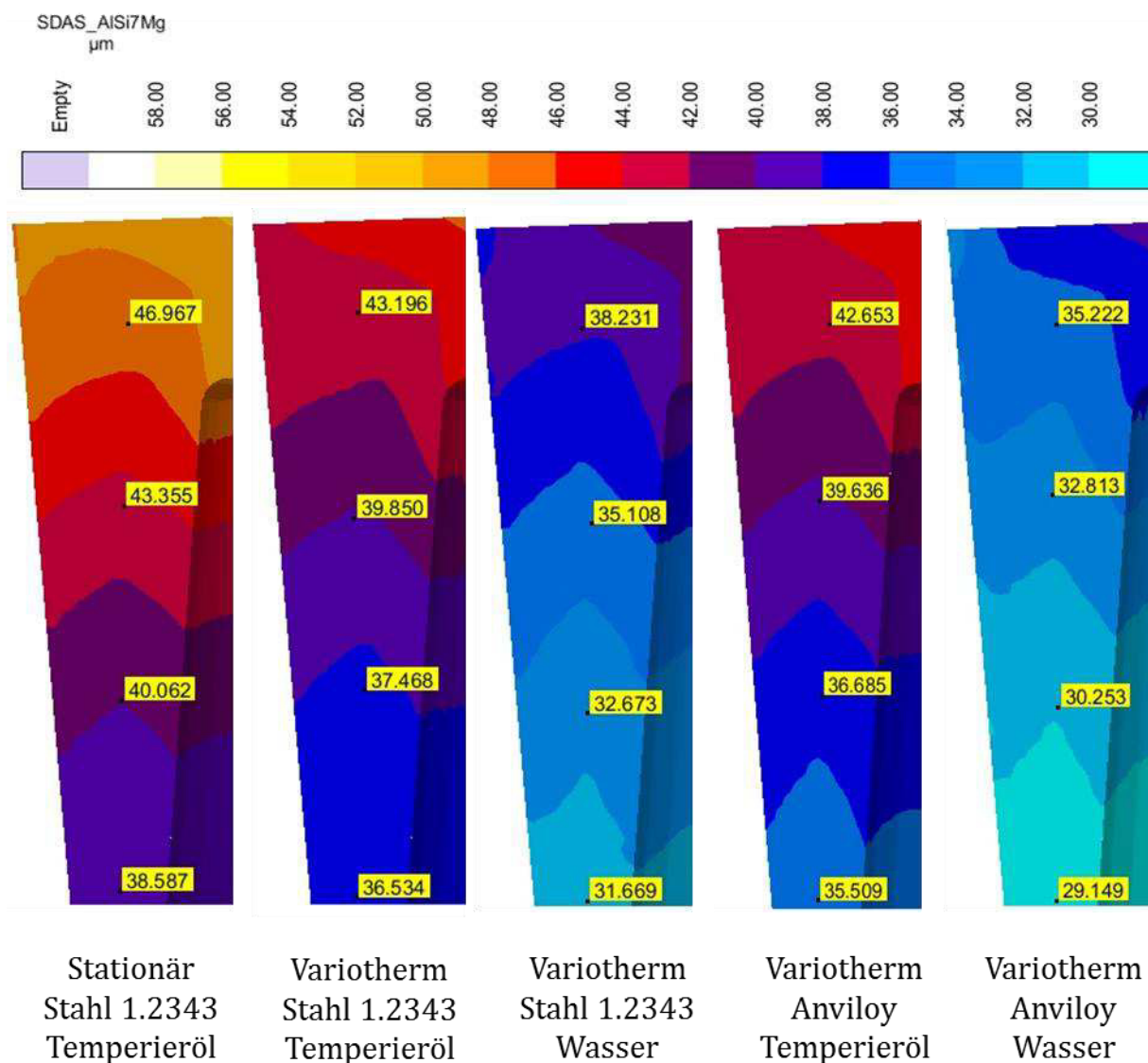


Abbildung 6-14: Simulierter Vergleich des SDAS bei stationärer und variothermer Temperierung für ausgewählte Werkzeugmaterial-Temperiermedium-Kombinationen.

Die Ausführungen zeigen auf, dass es im Bereich der numerischen Simulation möglich ist, eine Beeinflussung des Dendritenarmabstandes im Gussteil zu erreichen. Dies ist bereits für den mit Temperieröl betriebenen Stahlaufbau der Fall. Durch den Einsatz von Werkstoffen mit höherer Leitfähigkeit und Wasser als Temperiermedium kann der Unterschied darüber hinaus weiter gesteigert werden.

6.3. Fazit

Es konnte gezeigt werden, dass die Variothermie unter den passenden Gegebenheiten durchaus einen Einfluss auf die erzeugten Gussteile haben kann. Entscheidend sind hier die Wandstärken der betrachteten Bauteile, die Gestaltung der Temperierkanäle sowie der verwendete Werkstoff für das Werkzeug und das verwendete Temperiermedium. Liegen im Gussteil ausreichend dickwandige Bereiche vor, wird eine konturnahe Temperierung verwendet und ggf. auf hochwärmeleitfähige Werkstoffe für die Herstellung der Werkzeuge zurückgegriffen, kann das Gefüge positiv beeinflusst werden. Die Variothermie bietet ausgehend von den vorgestellten Ergebnissen also in der Tat ein Anwendungsfeld für die Variothermie, welches vielversprechendere Ergebnisse zeigt als der Aluminiumdruckguss.

Auch wenn das Gefüge, in den Ausführungen exemplarisch anhand des DAS bewertet, unter der Einwirkung der Variothermie gefeint werden konnte und so bessere Eigenschaften der resultierenden Gussteile zu erwarten sind, darf nicht außer Acht gelassen werden, dass der dafür betriebene Aufwand vergleichsweise groß ausfällt. Ein Indiz dafür, dass für eine allgemeine Verbesserung der Bauteilqualität andere Stellgrößen als die Variothermie zielführender sind, zeigt etwa Abbildung 6-12: Das erzielte Ergebnis unterscheidet sich hier zwischen der Verwendung von einem stationärer, wasserbasierten System zu einem aufwendigen ölbasierten variothermen System kaum bzw. fällt hinsichtlich der Feinung des DAS tendenziell eher besser bzw. feiner aus. Zudem sind die allgemein erzielbaren Veränderungen als eher klein anzusehen, setzt man sie zu den notwendigen Mehraufwänden hinsichtlich höherwertiger Werkstoffe, kostenintensiverer Fertigungsverfahren und komplexerer Anlagentechnik ins Verhältnis. Auch für den Kokillenguss lässt sich daher keine Empfehlung für eine allgemeine Verwendung der Variothermie aussprechen sofern eine Beeinflussung des Gefüges das Ziel ist.

Die Themenstellung Variothermie sollte im Kokillenguss dennoch nicht verworfen werden. In bestimmten Anwendungsfällen verspricht vor allem ein wasserbasiertes System mögliche Vorteile zu konventionellen, stationären Temperiersystemen. Es bleibt zu untersuchen, inwiefern die Variothermie in Bereichen in denen eine schnelle Wärmeabfuhr aus Gründen der Taktzeit nötig, gleichzeitig aber eine hohe Initialtemperatur aufgrund langer Fließwege und damit einhergehenden Problemen mit nicht komplett gefüllten Formen oder Kaltläufen Abhilfe schaffen kann. Dort wo lange Fließwege benötigt oder hinsichtlich der Gussqualität der Einfluss von Störungen auf den Temperaturhaushalt minimiert werden muss kann die Variothermie bei korrekter Auslegung eine Lösungsstrategie darstellen. Fest steht, dass in jedem Fall mit dem Einsatz der Variothermie auch eine temperaturbezogene

Steuerung des Prozesses unausweichlich wird. Nur auf diesem Wege können Probleme wie das Beschriebene durch den Einsatz dieser für den Leichtmetallguss neuartigen Temperiermethodik adressiert werden.

7. Zusammenfassung und Ausblick

Das Ziel der vorliegenden Arbeit war es, die Eignung eines variothermen Temperiersystems für den Aluminiumdruckguss zu überprüfen. Durch die Beleuchtung des Standes der Technik und der aktuellen Forschung sowie die experimentellen und numerischen Versuche wurden in diesem Zusammenhang Antworten zu den Anfangs formulierten Hauptfragestellungen gesucht. Die drei Kernfragen, auf welche die durchgeführten Untersuchungen abzielen, lauten wie folgt:

1. Inwiefern beeinflusst eine variotherme Temperierung den Druckgießprozess?
2. Wie wirkt sich eine variotherme Temperierung auf das Werkzeug und seine Standzeit aus?
3. Wie kann der Werkzeugbau angepasst werden, um eine variotherme Temperierung ideal zu unterstützen?

Aus diesen Fragestellungen wurden Grundhypothesen abgeleitet, welche im Zuge der Arbeiten zur Variothermie verifiziert oder falsifiziert werden sollten:

1. Der Druckgießprozess kann durch den Einsatz von variothermer Temperier-technik im Hinblick auf Temperierpräzision verbessert und die Zykluszeit verkürzt werden.
2. Eine variotherme Temperierung kann dazu beitragen, die Werkzeugstandzeit zu erhöhen, indem die Temperaturen im Werkzeug besser an die Gegebenheiten im Prozess angepasst werden.
3. Der Werkzeugbau in der aktuellen Form ist für eine variotherme Temperierung nicht ideal, Verbesserungsmaßnahmen können hier Abhilfe schaffen und bergen gleichzeitig Potential für konventionelle Fluid-Temperierungen.
4. Variotherme Temperierungen können die Grenzen des Prozesses im Hinblick auf die Fertigung hybrider Bauteile aus Aluminium und Kunststoff im Druckgussverfahren erweitern und neue Produktgruppen erschließen.

Diese Hypothesen sind dabei jeweils für eine oder mehrere Hauptfragestellungen von Bedeutung.

Einfluss der variothermen Temperierung auf den Druckgießprozess

Zur Beantwortung der ersten Fragestellung wurden zunächst die Wirkzusammenhänge im Wärmehaushalt von Druckgießwerkzeugen anhand des Standes der aktuellen Forschung dargelegt. Im Zuge eigener Versuche zum Einfluss ausgewählter Parameter im Druckgussprozess konnten die aus der Literatur resultierenden Schlüsse für das Versuchswerkzeug Zwillingsplatte bestätigt werden. Der Einfluss der Temperierung stellte sich bei einer konventionellen, stationären Temperiermethodik als gering heraus. Durch die Variation der Medientemperatur konnte nur in begrenztem Ausmaß eine Veränderung in der Bauteilqualität hervorgerufen werden. Umgekehrt konnte gezeigt werden, dass die für das vorgestellte Werkzeug untersuchten Faktoren des Prozesses kaum Auswirkungen auf den Wärmehaushalt haben. Bei ersten Versuchen zur variothermen Temperierung mit dem nicht optimierten, für stationäre Temperierung ausgelegten Werkzeug wurde nachgewiesen, dass ohne Modifikation des Werkzeugaufbaus eine starke Verlängerung der Zykluszeit erforderlich ist, um eine definierte Veränderung der Temperatur zu erreichen. Für den Ausgangszustand des Werkzeugs konnte somit die Grundhypothese 1 falsifiziert und Hypothese 3 zum Teil verifiziert werden. Konventionelle Druckgießwerkzeuge profitieren von der Variothermie hinsichtlich der Zykluszeit nicht, sofern das Erreichen eines definierten Temperaturdeltas als Umschaltkriterium gewählt wird, da der Werkzeugaufbau für eine derartige Temperierung nicht ideal ist. Der Einfluss einer variothermen Prozessführung auf den Druckgussprozess lässt sich unter diesen Voraussetzungen in diesem Stadium kaum bemessen, da der Zyklus um ein Vielfaches verlängert werden muss und dadurch mit dem ursprünglichen Prozess nicht mehr vergleichbar ist.

Einfluss der variothermen Temperierung auf das Gießwerkzeug und seine Standzeit

Hinsichtlich der Auswirkungen auf das Werkzeug selbst stand die Frage nach dem Einfluss der Variothermie auf die Zykluszeit und die Standzeit im Vordergrund. Da die Variothermie die Werkzeugtemperatur im Vergleich zur konventionellen, stationären Temperierung an die zyklische Temperaturfolge im Prozess anpasst, wurde in Hypothese 2 die Vermutung aufgestellt, dass die Variothermie sich positiv auf die Standzeit auswirkt. Diese Hypothese kann anhand der vorgestellten Ergebnisse nicht aufrechterhalten werden. Die Standzeit wurde für das Werkzeug im Ausgangszustand und im optimierten Zustand durch die Variothermie negativ beeinflusst. Die negativen Auswirkungen eines Temperaturwechsels im Werkzeuginneren überwiegen also offenbar die Vorteile, welche das verringerte Temperaturdelta an der Grenzfläche Werkzeug-Guss mit sich bringt. Im Vergleich mit anderen Maßnahmen wie etwa dem Minimalmengensprühen ist der Effekt zudem insgesamt nur

schwach ausgeprägt. Die Ergebnisse legen nahe, dass die Standzeit von Werkzeugen eher unter der Variothermie leidet, als dass sie von dieser profitieren kann. Es bleibt allerdings genauer zu untersuchen, inwiefern die variotherme Temperaturführung als Enabler für das Minimalmengensprühen wirken kann. Es konnte gezeigt werden, dass die Variothermie durchaus einen Einfluss auf die mittlere Werkzeugtemperatur haben kann, wenn etwa auf den Wärmeentzug durch Trennstoffsprühen vollständig verzichtet wird. Sofern die variotherme Prozessführung, anders als in der vorliegenden Arbeit geschehen, anhand der Abfuhr von Energiemengen gesteuert wird, kann die Technologie möglicherweise dazu dienen, das Minimalmengensprühen zu ermöglichen. Sofern es gelingt durch Variothermie einen ausgeglichenen Wärmehaushalt der Form auch ohne den Wärmeentzug durch das Trennmittel aufrecht zu erhalten, könnte auf diesem Wege die Werkzeugstandzeit durch die Variothermie indirekt positiv beeinflusst werden.

Optimierungsmöglichkeiten im Werkzeugbau für eine variotherme Prozessführung

Für die Optimierung von Druckgießwerkzeugen hin zu einer erhöhten Adaptivität wurden auf Basis der Erkenntnisse aus dem Kunststoffspritzguss Lösungen für das zu untersuchende Druckgießwerkzeug entwickelt. Betrachtet wurden neben der Optimierung der Temperierkanalgeometrie hin zu einer konturnahen Variante auch die Reduktion der zu temperierenden Massen über eine Massereduktion in den Werkzeugeinsätzen und der Entkopplung der Werkzeugeinsätze von der Wärmesenke Formrahmen durch Isolationen. Des Weiteren wurden ergänzend alternative Materialien mit erhöhter Wärmeleitfähigkeit in die Untersuchungen mit einbezogen. Durch die Kombination dieser Maßnahmen ist es schließlich gelungen, die benötigte Zykluszeit in den Bereich des konventionellen Druckguss zurückzuholen. Es ist also entsprechend der Hypothese 3 durchaus möglich, den Aufbau von Druckgießwerkzeugen so anzupassen, dass die Temperatur in den Werkzeugeinsätzen innerhalb eines Zyklus gezielt angepasst werden kann. Durch die Gegenüberstellung von optimierten und nicht optimierten Werkzeugeinsätzen konnte zudem gezeigt werden, dass der Prozess auch bei stationärer Temperierung von den vorgestellten Maßnahmen profitiert. So kann etwa die Abkühlzeit für den Guss oder die Homogenität der Temperaturverteilung in Einsatz und Gussteil positiv beeinflusst werden. Die thermischen Verhältnisse werden insbesondere durch die Begrenzung des unregelmäßigen Wärmeabflusses in den Formrahmen und somit letztlich in Richtung Gießmaschine besser beherrschbar, als dies für ein nicht optimiertes Werkzeug der Fall wäre. Die Tatsache, dass innerhalb der üblichen Zykluszeiten eine gezielte Änderung der Werkzeugtemperatur möglich ist, legt den Schluss nahe, dass die Vario-

thermie entsprechend der Hypothese 4 dazu geeignet sein kann, die Fertigung hybrider Aluminium-Kunststoff-Bauteile zu ermöglichen. An dieser Stelle bleibt zu klären, inwiefern andere variotherme Temperierverfahren als die hier untersuchte, auf Temperieröl basierende fluidvariotherme Variante möglicherweise geeigneter sind. Die abschließende Bewertung aller vier Grundhypothesen für eine temperaturdifferenzgesteuerte, fluidvariotherme Prozessführung findet sich in Tabelle 7-1.

Tabelle 7-1: Abschließende Bewertung der Grundhypothesen.

Grundhypothesen	Status
<p>Grundhypothese 1: Der Druckgießprozess kann durch den Einsatz von variothermer Temperiertechnik im Hinblick auf Temperierpräzision verbessert und die Zykluszeit verkürzt werden.</p>	Falsifiziert
<p>Grundhypothese 2: Eine variotherme Temperierung kann dazu beitragen, die Werkzeugstandzeit zu erhöhen, indem die Temperaturen im Werkzeug besser an die Gegebenheiten im Prozess angepasst werden.</p>	Falsifiziert
<p>Grundhypothese 3: Der Werkzeugbau in der aktuellen Form ist für eine variotherme Temperierung nicht ideal, Verbesserungsmaßnahmen können hier Abhilfe schaffen und bergen gleichzeitig Potential für konventionelle Fluid-Temperierungen.</p>	Verifiziert
<p>Grundhypothese 4: Variotherme Temperierungen können die Grenzen des Prozesses im Hinblick auf die Fertigung hybrider Bauteile aus Aluminium und Kunststoff im Druckgussverfahren erweitern und neue Produktgruppen erschließen.</p>	Verifiziert

Letztlich muss aber festgehalten werden, dass für den Einsatz von Variothermie im Druckguss ein großer Aufwand betrieben werden muss, für den im Bereich des konventionellen Aluminiumdruckgusses kein entsprechender Vorteil gegenüber stationärer Temperierung nachgewiesen werden konnte. Die Anwendung von Variothermie in diesem Umfeld ist daher als nicht sinnvoll anzusehen, zumal mit ihrem Einsatz auch durch den gesteigerten Energiebedarf laufend Mehrkosten anfallen würden. Die erarbeiteten Optimierungsansätze für Gießwerkzeuge bergen jedoch das Potenzial in Kombination mit einer konventionellen, stationären Temperierstrategie einen Vorteil für das Verfahren zu erbringen. Sofern die Variothermie als solche in Kombination mit den Maßnahmen als Enabler für das Minimalmengensprühen wirken kann, würde auch die Standzeit der Werkzeuge profitieren.

Variothermie im Kokillenguss

In Abgrenzung zum Druckguss konnte abschließend für den Kokillenguss ein möglicher positiver Einfluss der Variothermie auf die Bauteilqualität aufgezeigt werden. Sofern die bereits für den Druckguss entwickelten Optimierungen wie etwa konturnahe Temperierkanäle und alternative Werkstoffe zum Einsatz kommen, ist es bei ausreichend dickwandigen Gussteilen möglich, das Gefüge durch die Temperierung innerhalb eines Zyklus gezielt zu beeinflussen. Das Ausmaß der möglichen Einflussnahme hängt dabei direkt mit dem Umfang der getroffenen Optimierungen und den auftretenden Wandstärken zusammen. Im Zuge der durchgeführten Untersuchungen musste ein Aspekt offen bleiben, welcher ein weiteres potenzielles Anwendungsgebiet der Variothermie im Kokillenguss sein könnte, die Beeinflussung des Erstarrungsverlaufs und der Fließwege im Werkzeug. Um für ein gesamtes Werkzeug bzw. Bauteil hinsichtlich Temperaturverteilung und Gefügeausbildung zu beeinflussen eignet sich die Variothermie aber eher weniger. Vielmehr deuten die Ergebnisse auf einen potenziellen Einsatz in problematischen Bereichen hin. Dort, wo zu Prozessbeginn aufgrund langer Fließwege eine erhöhte Temperatur erforderlich ist, im Hinblick auf die Zykluszeit aber ein schneller Wärmeentzug nötig ist, könnte die Variothermie in Zukunft auch im Leichtmetallguss ihr Einsatzgebiet finden.

8. Abkürzungsverzeichnis

ATT	Alternating Temperature Technology
DAS	Dendritenarmabstand
DG	Druckguss
DGWKZ	Druckgusswerkzeug
DIN.....	Deutsches Institut für Normung
RHC.....	Rapid Heating Ceramics
TK	Temperierkanal
WHO.....	Warmhalteofen
WKZ	Werkzeug
WTM	Wärmeträgermedium

9. Literaturverzeichnis

1. **DIN 8580.** *Manufacturing processes - Terms and definitions, division.* Beuth Verlag GmbH, 2003.
2. **L. H. Kallien, W. Leis.** *Jahresübersicht Druckgießen (1. Folge).* Giesserei, 2012, 99(11), 56-67.
3. **B. Nogowizin.** *Theorie und Praxis des Druckgusses.* Edition ed. Berlin: Schiele & Schön, 2011. XXV, 997 S. : Ill., graph. Darst. p. ISBN 978-3-7949-0796-0.
4. **G. Spur, W. Michaeli, A. Bührig-Polaczek.** *Handbuch Urformen.* Edition ed. München: Hanser, 2013. ISBN ISBN 978-3-446-43406-6.
5. **J. Dul, Z. Lesko, B. Juhasz.** *Effect of the Technological Parameters on the Thermal Conditions of Die-Casting Tool.* In *Materials Science at University of Miskolc: Special topic volume with invited peer reviewed papers only.* Zürich: Trans Tech Publications, 2013, vol. 752, p. 183-192.
6. **E. Brunhuber.** *Praxis der Druckgußfertigung.* Edition ed. Berlin: Schiele & Schön, 1991. 494 S. : zahlr. Ill. u. graph. Darst. p. ISBN 3-7949-0535-0.
7. **H. D. Dobler, R. Roller, V. Buck, M. Pröm, H. Rödter.** *Fachkunde für gießereitechnische Berufe: Technologie des Formens und Gießens.* Edition ed.: Europa Lehrmittel Verlag, 2013. ISBN 9783808517970.
8. **C. Brecher.** *Integrative Produktionstechnik für Hochlohnländer.* Edition ed. Heidelberg [u.a.]: Springer, 2011. XXIII, 1177 S. : Ill., graph. Darst. p. ISBN 978-3-642-20692-4 / 3-642-20692-1.
9. **L. X. Kong, F. H. She, W. M. Gao, S. Nahavandi, P. D. Hodgson.** *Integrated optimization system for high pressure die casting processes.* Journal of Materials Processing Technology, 2008, 201(1-3), 629-634.
10. **V. D. Tsoukalas, S. Mavrommatis, N. G. Orfanoudakis, A. K. Baldoukas.** *A study of porosity formation in pressure die casting using the Taguchi approach.* Proceedings of the Institution of Mechanical Engineers Part B-Journal of Engineering Manufacture, 2004, 218(1), 77-86.

11. **S. G. Lee, A. M. Gokhale, G. R. Patel, M. Evans.** *Effect of process parameters on porosity distributions in high-pressure die-cast AM50 Mg-alloy.* Materials Science and Engineering a-Structural Materials Properties Microstructure and Processing, 2006, 427(1-2), 99-111.
12. **M. S. Dargusch, G. Dour, N. Schauer, C. M. Dinnis, G. Savage.** *The influence of pressure during solidification of high pressure die cast aluminium telecommunications components.* Journal of Materials Processing Technology, 2006, 180(1-3), 37-43.
13. **D. R. Gunasegaram, B. R. Finnin, F. B. Polivka.** *Melt flow velocity in high pressure die casting: its effect on microstructure and mechanical properties in an AlSi alloy.* Materials Science and Technology, 2007, 23(7), 847-856.
14. **G. O. Verran, R. P. K. Mendes, M. A. Rossi.** *Influence of injection parameters on defects formation in die casting Al12Si1,3Cu alloy: Experimental results and numeric simulation.* Journal of Materials Processing Technology, 2006, 179(1-3), 190-195.
15. **Y. Queudeville.** *Entwicklung einer Methodik zur Modularisierung von Druckgusswerkzeugen.* edited by R. Aachen. Edition ed. Aachen: Shaker, 2015.
16. **Y. Queudeville, U. Vroomen, A. Bührig-Polaczek.** *Modularization methodology for high pressure die casting dies.* International Journal of Advanced Manufacturing Technology, 2014, 71(9-12), 1677-1686.
17. **DIN ISO 12165** *Tools for moulding - Components of compression and injection moulds and diecasting dies - Terms and symbols.* Beuth Verlag GmbH, 2002.
18. **G. Zwick.** *Von entscheidender Bedeutung. Warmarbeitsstähle für das Druckgießen, Teil 1: Konstruktion, Herstellung und Maßhaltigkeit von Druckgießformen.* Gießerei-Erfahrungsaustausch, 2009, 53(1/2), 28-31.
19. **K. Weiss, C. Honsel, V. Breckmann.** *Spannungen in Druckgießformen - Simulation und Praxisbeispiel.* Giesserei, 1995, 2, 28-33.

-
20. **R. H. G. Heid.** *Vergleichende Untersuchung verschiedener Warmarbeitsstähle unter seriennahen Bedingungen im Aluminiumdruckguss.* Edition ed.: Shaker, 2015. ISBN 3844034358.
 21. **E. Kaschnitz, P. Hofer, W. Funk.** *Thermophysical Properties of a Hot-Work Tool-Steel with High Thermal Conductivity.* International Journal of Thermophysics, 2013, 34(5), 843-850.
 22. **A. Hamasaiid, I. Valls, R. Heid, H. Eibisch.** *A comparative experimental study on the use of two hot work tool steels for high pressure die casting of aluminum alloys: High thermal conductivity HTCS and conventional 1.2343 (AISI 11).* In *Developing the World of Tooling, International Tooling Conference, 9.* Knittelfeld: Gutenberghaus, 2012, vol. Dokumenttyp: Konferenzbeitrag, p. 153-162.
 23. **H. Rockenschaub, R. Strohmaier, E. Zeitelhuber, R. Gschwandtner.** *Temperaturregulierung von Druckgießformen für Aluminium-Druckguss / Temperature control of high pressure die casting dies for aluminium.* Giesserei-Rundschau, 2007, 54(3/4), 42-48.
 24. **R. Breitinger.** *Untersuchungen zum Wärmeübergang in Druckgießformen.* Giesserei, 1983, 70, 133-138.
 25. **B. Nogowizin.** *Heizung und Kühlung der Druckgießformen mit Temperiergeräten - Teil 1 / Heating and cooling of the die by temperature control devices - Part 1.* Druckguss, 2008, (6), 259-269.
 26. **Regloplas.** *Handbuch der Temperierung mittels flüssiger Medien.* edited by P. Gorbach. Edition ed. St. Gallen: Huethig Verlag, 2006. ISBN 978-3-7785-3991-0.
 27. **S. Franke.** *Taschenbuch der Gießerei-Praxis 2015.* Edition ed. Berlin: Schiele & Schön, 2014.
 28. **J. Seidel.** *Gute Temperierung der Druckgießformen sichert hohe Produktivität.* Giesserei, 1991, (10), 361-363.
 29. **G. Menges, W. Michaeli, P. Mohren.** *Spritzgießwerkzeuge–Auslegung, Bau, Anwendung. 6. Auflage. München: Hanser, 2007.*

30. **W. Michaeli, F. Johannaber.** *Handbuch Spritzgießen.* In.: Carl Hanser Verlag, München, Wien, 2004.
31. **R. Beck, P. Gorbach.** *Hinweis zur Auslegung von Temperierkanälen in Druckgießformen.* Gießerei-Erfahrungsaustausch, 1998, 42, 205-207.
32. **R. Lange-Robben.** *Beeinflussung des Wärmehaushalts metallischer Dauerformen.* Universität Hannover, 2006.
33. **T. Dreier.** *Formtemperierung.* Druckguss, 2009, (7-8), 229-236.
34. **H. Rockenschaub, R. Gschwandtner.** *Temperierung von Druckgießformen - Betrachtungen zum Wärmehaushalt und Aufgaben der Temperiergeräte.* Druckguss, 2009, (7-8), 224-228.
35. **H. Gries.** *Über den richtigen Umgang mit Wasser als Temperiermedium.* Kunststoffberater, 2001, 46(11), 48-52.
36. **G. Seidel.** *Heizung und Kuehlung von Druckgiessformen. Anordnung und Auslegung der Umlaufkanaele.* Giesserei, 1978, 65(11), 308-313.
37. **G. P. Speckenheuer, A. Stracke.** *Wärmeleitrohre zur Temperierung von Druckgießformen.* Giesserei, 1998, 85(7), 110-111.
38. **K. P. Tucan, R. Gschwandtner, P. Hofer, G. Schindelbacher, P. Schumacher.** *Vergleich der Wirkung von lokalen Temperiermaßnahmen in Druckgießformen.* Giesserei-Rundschau, 2012, 59(7/8), 211-216.
39. **E. Ambos, W. Besser, W. Honsel, M. Schulze, P. C. Franz.** *JetCooling-Arbeitsweise, Wirkung und Ergebnisse.* Giesserei-Rundschau, 2011, 58, 57-61.
40. **P. C. Franz.** *Thermoregelung von Druckgießwerkzeugen und dünnen Kernen.* Gießerei-Erfahrungsaustausch, 2010, (3+4), 30-35.
41. **H. Schirmmacher.** *Was leistet die Impulskühlung von Spritzgiesswerkzeugen?* Kunststoffe, 2003, 93(4), 75-78.

-
42. **B. Johannson.** *Vorteile im Verbund.* Plastverarbeiter, 2006, (5), 68-69.
 43. **A. Weber, W. Schinköthe.** *Vollständig integrierte induktive Beheizung und Impulskühlung von Spritzgiesswerkzeugen Completely integrated induction heating and pulsed cooling for injection molding,* 2005.
 44. **A. Kessler, H.-J. Pitz.** *Mit Impulskühlung die Zykluszeit verkürzen? FEM-Berechnungen zeigen keinen signifikanten Unterschied zur kontinuierlichen Temperierung.* Kunststoffe, 2002, 92(11), 52-56.
 45. **S. Müller, H. Pries, K. Dilger.** *Enhancing the design process of cooling systems for die-casting dies. A significant contribution to quality and lifetime.* International Foundry Research - Giessereiforschung, 2014, 66(3), 20-27.
 46. **J. C. Lin.** *The optimal design of a cooling system for a die-casting die with a free form surface / Die optimale Gestaltung eines Kühlsystems für eine Druckgießform mit einer Freiformfläche.* International Journal of Advanced Manufacturing Technology, 2003, 21(8), 612-619.
 47. **D. E. Dimla, M. Camilotto, F. Miani.** *Design and optimisation of conformal cooling channels in injection moulding tools.* Journal of Materials Processing Technology, 2005, 164-165, 1294-1300.
 48. **X. Xu, E. Sachs, S. Allen.** *The design of conformal cooling channels in injection molding tooling.* Polymer Engineering & Science, 2001, 41(7), 1265-1279.
 49. **E. Sachs, E. Wylonis, S. Allen, M. Cima, H. Guo.** *Production of injection molding tooling with conformal cooling channels using the three dimensional printing process.* Polymer Engineering & Science, 2000, 40(5), 1232-1247.
 50. **H. Sigloch, H. Sigloch.** *Fluid-Dynamik, Grundlagen (Hydro-und Aerodynamik).* Technische Fluidmechanik, 2012, 63-130.
 51. **M. Hermann.** *Bionische Ansätze zur Entwicklung energieeffizienter Fluidsysteme für den Wärmetransport.* Dissertation Universität Karlsruhe, 2005.

52. **S. A. Jahan, H. El-Mounayri.** *Optimal Conformal Cooling Channels in 3D Printed Dies for Plastic Injection Molding.* Procedia Manufacturing, 2016, 5, 888-900.
53. **A. Agazzi, V. Sobotka, R. Legoff, Y. Jarny.** *Optimal cooling design in injection moulding process – A new approach based on morphological surfaces.* Applied Thermal Engineering, 2013, 52(1), 170-178.
54. **C. Hopmann, P. Nikoleizig.** *Temperierkanäle für Spritzgießwerkzeuge automatisiert auslegen.* Der Stahlformenbauer, 2014, 31, 6-14.
55. **R. Heid, C. Thoma, H. Eibisch, W. Volk, K. Dilger.** *Konzept zur konturnahen Kühlung im Aluminiumstrukturguss.* Giesserei, 2013, 100(11), 22-27.
56. **S. Jansen.** *Generative Fertigung von konturnah temperierten Werkzeugen mittels Selective Laser Melting.* Edition ed.: Apprimus Verlag, 2014. ISBN 3863591836.
57. **G. J. Gibbons, R. G. Hansell, A. Norwood, P. Dickens.** *Rapid laminated die-cast tooling.* Assembly Automation, 2003, 23(4), 372-381.
58. **A. Norwood, P. Dickens, R. Soar, R. Harris, G. Gibbons, R. Hansell.** *Analysis of cooling channels performance.* International Journal of Computer Integrated Manufacturing, 2004, 17(8), 669-678.
59. **R. Soar, P. Dickens.** *Design limits of unbonded laminate tooling for pressure die-casting.* Proceedings of the Institution of Mechanical Engineers, Part B: Journal of Engineering Manufacture, 2001, 215(4), 531-543.
60. **M. Mazur, M. Leary, M. Mcmillan, J. Elambasseril, M. Brandt.** *SLM additive manufacture of H13 tool steel with conformal cooling and structural lattices.* Rapid Prototyping Journal, 2016, 22(3), 504-518.
61. **B. He, L. Ying, X. Li, P. Hu.** *Optimal design of longitudinal conformal cooling channels in hot stamping tools.* Applied Thermal Engineering, 2016, 106, 1176-1189.

-
62. **L.-E. Rännar, A. Glad, C.-G. Gustafson.** *Efficient cooling with tool inserts manufactured by electron beam melting.* Rapid Prototyping Journal, 2007, 13(3), 128-135.
 63. **A. Armillotta, R. Baraggi, S. Fasoli.** *SLM tooling for die casting with conformal cooling channels.* The International Journal of Advanced Manufacturing Technology, 2014, 71(1), 573-583.
 64. **D.-G. Ahn.** *Applications of laser assisted metal rapid tooling process to manufacture of molding & forming tools — state of the art.* International Journal of Precision Engineering and Manufacturing, 2011, 12(5), 925.
 65. **D. Yao, S. C. Chen, B. H. Kim.** *Rapid thermal cycling of injection molds: an overview on technical approaches and applications.* Advances in Polymer Technology, 2008, 27(4), 233-255.
 66. **R. X. Xu, E. Sachs.** *Rapid Thermal Cycling with Low Thermal Inertia Tools.* Polymer Engineering and Science, 2009, 49(2), 305-316.
 67. **K. M. Au, K. M. Yu.** *A scaffolding architecture for conformal cooling design in rapid plastic injection moulding.* The International Journal of Advanced Manufacturing Technology, 2007, 34(5), 496-515.
 68. **D. Yao, T. E. Kimerling, B. Kim.** *High-frequency proximity heating for injection molding applications.* Polymer Engineering & Science, 2006, 46(7), 938-945.
 69. **T. E. Kimerling, W. Liu, B. H. Kim, D. Yao.** *Rapid hot embossing of polymer microfeatures.* Microsystem Technologies, 2006, 12(8), 730-735.
 70. **J. Giessauf, G. Pillwein, G. Steinbichler.** *Die variotherme Temperierung wird produktionsstauglich.* Kunststoffe, 2008, 98(8), 87-92.
 71. **S. Hofmann.** *Matt oder Hochglanz - ohne Lack. Werkzeuge für den Variotherm-Spritzgießprozess energieeffizient auslegen.* Plastverarbeiter, 2010, 50-51.
 72. **R. Hein.** *„IsoWe“ - Das neue isolierte Werkzeugkonzept.* In., 2010.

73. **R. Hein.** *Mit geringerem Energieaufwand schneller im Prozess bei konstanter Qualität.* Gummi Fasern Kunststoffe - Fachmagazin für die Polymerindustrie, 2016, 69(2), 348 - 353.
74. **D. Yao, S.-C. Chen, B. H. Kim.** *Rapid thermal cycling of injection molds: An overview on technical approaches and applications.* Advances in Polymer Technology, 2008, 27(4), 233-255.
75. **Q. L. Su, N. Zhang, M. D. Gilchrist.** *The use of variotherm systems for microinjection molding.* Journal of Applied Polymer Science, 2016, 133(9), 17.
76. **U. Delpy, S. Wintergerst.** *Spritzgießen mit veränderlicher Werkzeugtemperatur.* Kunststoffe, 1972, 62(4), 209-211.
77. **F. Seidel, D. Brunner, E. Wißuwa.** *Zykluszeiten gesenkt. Neues Verfahren zur variothermen Prozessführung.* Plastverarbeiter, 2009, 99-101.
78. **G. Menges, W. Michaeli, P. Mohren.** *Spritzgießwerkzeuge–Auslegung, Bau, Anwendung. 6. Auflage. München: Hanser, 2007.* Edition ed., 2007. ISBN 978-3-446-40601-8.
79. **H. Ridder.** *Möglichkeiten und Grenzen variabler Werkzeugtemperierung.* Kunststoffe, 2009, 99(5), 22-29.
80. **E. Bürkle, A. Burr.** *In drei Sekunden von 100 auf 140 Grad.* Kunststoffe, 2007, 10, 210-214.
81. **A. K. Müller.** *Werkzeug-und Prozesstechnik zur Abformung von Nanostrukturen auf Kunststoffsubstraten im Spritzgießverfahren.* Edition ed. Technische Universität Ilmenau: ISLE, 2006. ISBN 3938843209.
82. **M. H. Deckert.** *Beitrag zur Entwicklung eines hochdynamischen variothermen Temperiersystems für Spritzgießwerkzeuge.* Edition ed. Chemnitz: Universitätsverlag Chemnitz, 2012. ISBN 978-3-941003-64-4.
83. **E. A. GmbH.** *Variotherme Werkzeugtemperierung neu entdeckt.* Kunststoffe, 2007, 97(7), 64-65.

-
84. **W. Hoffmanns.** *Marktübersicht Variothermes Temperieren.* Plastverarbeiter, 2014, 98(8), 87-92.
85. **K. Gruber.** *Hochwertige Oberflächen durch variotherme Werkzeugtemperierung.* Plastverarbeiter, 2008, 59(7), 36-38.
86. **W. Guilong, Z. Guoqun, L. Huiping, G. Yanjin.** *Analysis of thermal cycling efficiency and optimal design of heating/cooling systems for rapid heat cycle injection molding process.* Materials & Design, 2010, 31(7), 3426-3441.
87. **W. Hoffmanns.** *Temperierung passt sich dem Prozess an.* Plastverarbeiter, 2009, 60(5), 43-48.
88. **S. Meister, D. Drummer.** *Investigation on the Achievable Flow Length in Injection Moulding of Polymeric Materials with Dynamic Mould Tempering.* Scientific World Journal, 2013, 7.
89. **W. Schinköthe, T. Walther.** *Zykluszeiten verringern - Eine alternative Werkzeugtemperierung beim Mikrospritzgießen.* Kunststoffe, 2000, 90(5), 62-68.
90. **D. Drummer, K. Gruber, S. Meister.** *Prozessoptimierung: Wechseltemperierung steuert Bauteileigenschaften.* Kunststoffe-München, 2011, 101(4), 46.
91. **P. Beckhaus, J. Wortberg.** *Verfahrensentwicklung eines variothermen Spritzgießprozesses zur Herstellung großdimensionierter Bipolarplatten für den Einsatz in reformatgespeisten Hochtemperatur PEM-Brennstoffzellen mit einer Nennleistung von mindestens 2 kW für KWK Anwendungen.* Edition ed. Duisburg, 2015.
92. **B. R. Whiteside, M. T. Martyn, P. D. Coates, P. S. Allan, P. R. Hornsby, G. Greenway.** *Micromoulding: process characteristics and product properties.* Plastics, rubber and composites, 2003, 32(6), 231-239.
93. **M. Kübler.** *Verfahrensentwicklung zur Herstellung gebrauchsbeständiger kleinststrukturierter Kunststoffbauteile.* Edition ed.: Universitäts Verlag TU Berlin, 2010. ISBN 3798322708.

94. **D. Yao, B. Kim.** *Development of rapid heating and cooling systems for injection molding applications.* Polymer Engineering & Science, 2002, 42(12), 2471-2481.
95. **C. L. Xiao, H. X. Huang, X. Yang.** *Development and application of rapid thermal cycling molding with electric heating for improving surface quality of microcellular injection molded parts.* Applied Thermal Engineering, 2016, 100, 478-489.
96. **G. L. Wang, G. Q. Zhao, X. X. Wang.** *Experimental research on the effects of cavity surface temperature on surface appearance properties of the moulded part in rapid heat cycle moulding process.* International Journal of Advanced Manufacturing Technology, 2013, 68(5-8), 1293-1310.
97. **T. Zimmermann.** *Auslegung und Konstruktion von Spritzgusswerkzeugen mit induktiver Temperierung.* Edition ed. Stuttgart: IKFF, 2011. ISBN 3922381359.
98. **S. C. Chen, W. R. Jong, J. A. Chang.** *Dynamic mold surface temperature control using induction heating and its effects on the surface appearance of weld line.* Journal of Applied Polymer Science, 2006, 101(2), 1174-1180.
99. **S. C. Chen, W. R. Jong, Y. J. Chang, J. A. Chang, J. C. Cin.** *Rapid mold temperature variation for assisting the micro injection of high aspect ratio micro-feature parts using induction heating technology.* Journal of Micromechanics and Microengineering, 2006, 16(9), 1783-1791.
100. **P. C. Chang, S. J. Hwang.** *Experimental investigation of infrared rapid surface heating for injection molding.* Journal of Applied Polymer Science, 2006, 102(4), 3704-3713.
101. **W. Michaeli, F. Klaiber.** *Development of a system for laser-assisted molding of micro- and nanostructures.* Journal of Vacuum Science & Technology B, 2009, 27(3), 1323-1326.
102. **S. Müller.** *Ermittlung der Lebensdauer von Aluminium-Druckgießformen aufgrund thermischer Ermüdung.* Edition ed.: Shaker, 2015. ISBN 3844039791.

-
103. **G. Hartmann, H. Rockmann.** *Erweitertes Potential im Druckgießprozess durch induktive Formerwärmung.* Giesserei, 2016, 103(1), 36-43.
 104. **U. Hahn.** *Wärmetransport.* In *Physik für Ingenieure.* Walter de Gruyter, 2007.
 105. **H. Pfeiffer, B. Nacke, F. Benecke.** *Wärmeübertragung - Praxishandbuch Thermoprozesstechnik Band 1: Grundlagen - Prozesse - Verfahren.* Edition ed.: Vulkan Verlag GmbH, 2011.
 106. **T. L. Bergmann, F. P. Incropera, D. P. Dewitt, A. S. Lavine.** *Fundamentals of heat and mass transfer.* Edition ed.: John Wiley & Sons, 2011. ISBN 0470501979.
 107. **P. Von Böckh, T. Wetzel.** *Wärmeübertragung: Grundlagen und Praxis.* Edition ed.: Springer-Verlag, 2015. ISBN 3662444771.
 108. **H. Martin.** *A2 Dimensionslose Kenngrößen.* In *VDI-Wärmeatlas.* Springer, 2013, p. 13-18.
 109. **S. Kabelac, D. Vortmeyer.** *K1 Strahlung technischer Oberflächen.* In *VDI-Wärmeatlas.* Springer, 2013, p. 1083-1096.
 110. **H. D. Baehr, K. Stephan.** *Wärmestrahlung.* In *Wärme-und Stoffübertragung.* Springer, 2013, p. 619-754.
 111. **F. P. Bowden, D. Tabor.** *The friction and lubrication of solids.* Edition ed. London: Clarendon Press, 1950.
 112. **E. E. Marotta, L. S. Fletcher.** *Thermal contact conductance for aluminum and stainless-steel contacts.* Journal of Thermophysics and Heat Transfer, 1998, 12(3), 374-381.
 113. **C. V. Madhusudana.** *Thermal Constriction Resistance.* In *Thermal Contact Conductance.* Springer, 2014, p. 9-23.

114. **M. Bahrami, J. R. Culham, M. M. Yovanovich.** *Modeling thermal contact resistance: A scale analysis approach.* Journal of Heat Transfer-Transactions of the Asme, 2004, 126(6), 896-905.
115. **M. R. Sridhar, M. M. Yovanovich.** *Review of elastic and plastic contact conductance models - Comparison with experiment.* Journal of Thermophysics and Heat Transfer, 1994, 8(4), 633-640.
116. **M. M. Yovanovich.** *Four decades of research on thermal contact, gap, and joint resistance in microelectronics.* IEEE transactions on components and packaging technologies, 2005, 28(2), 182-206.
117. **M. M. Yovanovich, E. E. Marotta.** *Thermal spreading and contact resistances.* Heat Transfer Handbook, 2003, 1, 261-394.
118. **M. A. Lambert, L. S. Fletcher.** *Review of models for thermal contact conductance of metals.* Journal of Thermophysics and Heat Transfer, 1997, 11(2), 129-140.
119. **S. Song, M. Yovanovich.** *Relative contact pressure-Dependence on surface roughness and Vickers microhardness.* Journal of Thermophysics and Heat Transfer, 1988, 2(1), 43-47.
120. **M. Bahrami, J. R. Culham, M. M. Yananovich, G. E. Schneider.** *Review of thermal joint resistance models for nonconforming rough surfaces.* Applied Mechanics Reviews, 2006, 59(1-6), 1-12.
121. **C. Fieberg, R. Kneer.** *Bestimmung des Kontakt-Wärmeübergangskoeffizienten aus transienten Temperaturmessungen.* Chemie Ingenieur Technik, 2007, 79(1-2), 97-102.
122. **B. B. Mikic.** *Thermal Contact Conductance - Theoretical Considerations.* International Journal of Heat and Mass Transfer, 1974, 17(2), 205-214.
123. **C. V. Madhusudana.** *Theoretical Expressions for Thermal Contact Conductance.* In *Thermal Contact Conductance.* Springer, 2014, p. 33-35.

-
124. **G. Dour, M. Dargusch, C. Davidson, A. Nef.** *Development of a non-intrusive heat transfer coefficient gauge and its application to high pressure die casting - Effect of the process parameters.* Journal of Materials Processing Technology, 2005, 169(2), 223-233.
125. **C. W. Nelson.** *Heat Transfer at the Die Wall in Pressure Die Casting.* Giesserei-Praxis, 1972, (19), 341-349.
126. **J. V. Beck, B. Blackwell, C. R. St. Clair Jr.** *Inverse Heat Conduction: Ill Posed Problems.* Edition ed. New York: Wiley-Interscience, 1985. ISBN 978-0471083191.
127. **Y. Cao, Z. Guo, S. Xiong.** *Determination of the Metal/die Interfacial heat Transfer Coefficient of high Pressure die cast b390 Alloy.* IOP Conference Series: Materials Science and Engineering, 2012, 33.
128. **M. Pfitzer.** *Untersuchung des Wärmeübergangs beim Druckgiessen.* Edition ed.: Shaker, 2007. ISBN 3832266763.
129. **M. S. Dargusch, A. Hamasaiid, G. Dour, T. Loulou, C. J. Davidson, D. H. St John.** *The accurate determination of heat transfer coefficient and its evolution with time during high pressure die casting of Al-9%Si-3%Cu and Mg-9%Al-1%Zn alloys.* Advanced Engineering Materials, 2007, 9(11), 995-999.
130. **A. Hamasaiid, G. Wang, C. Davidson, G. Dour, M. S. Dargusch.** *Interfacial Heat Transfer during Die Casting of an Al-Si-Cu Alloy.* Metallurgical and Materials Transactions a-Physical Metallurgy and Materials Science, 2009, 40A(13), 3056-3058.
131. **A. Hamasaiid, G. Dour, M. S. Dargusch, T. Loulou, C. Davidson, G. Savage.** *Heat-transfer coefficient and in-cavity pressure at the casting-die interface during high-pressure die casting of the magnesium alloy AZ91D.* Metallurgical and Materials Transactions a-Physical Metallurgy and Materials Science, 2008, 39A(4), 853-864.
132. **Z. P. Guo, S. M. Xiong, B. C. Liu, M. Li, J. Allison.** *Development of thermal boundary condition model at metal/die interface of high pressure die casting process.* International Journal of Cast Metals Research, 2011, 24(3-4), 151-157.

133. **Z. P. Guo, S. M. Xiong, B. C. Liu, M. Li, J. Allison.** *Effect of Process Parameters, Casting Thickness, and Alloys on the Interfacial Heat-Transfer Coefficient in the High-Pressure Die-Casting Process.* Metallurgical and Materials Transactions a-Physical Metallurgy and Materials Science, 2008, 39A(12), 2896-2905.
134. **A. Hamasaiid, M. S. Dargusch, T. Loulou, G. Dour.** *A predictive model for the thermal contact resistance at liquid–solid interfaces: Analytical developments and validation.* International Journal of Thermal Sciences, 2011, 50(8), 1445-1459.
135. **A. F. Ilkhchy, M. Jabbari, P. Davami.** *Effect of pressure on heat transfer coefficient at the metal/mold interface of A356 aluminum alloy.* International Communications in Heat and Mass Transfer, 2012, 39(5), 705-712.
136. **J. A. Sekhar, G. J. Abbaschian, R. Mehrabian.** *EFFECT OF PRESSURE ON METAL-DIE HEAT-TRANSFER COEFFICIENT DURING SOLIDIFICATION.* Materials Science and Engineering, 1979, 40(1), 105-110.
137. **A. Long, D. Thornhill, C. Armstrong, D. Watson.** *Determination of the heat transfer coefficient at the metal–die interface for high pressure die cast AlSi9Cu3Fe.* Applied Thermal Engineering, 2011, 31(17–18), 3996-4006.
138. **K. Venkatesan, R. Shivpuri.** *Experimental and numerical investigation of the effect of process parameters on the erosive wear of die casting dies.* Journal of Materials Engineering and Performance, 1995, 4(2), 166-174.
139. **Z. W. Chen, M. Z. Jahedi.** *Die erosion and its effect on soldering formation in high pressure die casting of aluminium alloys.* Materials & Design, 1999, 20(6), 303-309.
140. **Y. L. Zhu, D. Schwam, J. F. Wallace, S. Birceanu.** *Evaluation of soldering, washout and thermal fatigue resistance of advanced metal materials for aluminum die-casting dies.* Materials Science and Engineering a-Structural Materials Properties Microstructure and Processing, 2004, 379(1-2), 420-431.
141. **Z. W. Chen.** *Formation and progression of die soldering during high pressure die casting.* Materials Science and Engineering: A, 2005, 397(1–2), 356-369.

-
142. **Q. Han, S. Viswanathan.** *Analysis of the mechanism of die soldering in aluminum die casting.* Metallurgical and Materials Transactions a-Physical Metallurgy and Materials Science, 2003, 34(1), 139-146.
143. **H. Zhu, J. Guo, J. Jia.** *Experimental study and theoretical analysis on die soldering in aluminum die casting.* Journal of Materials Processing Technology, 2002, 123(2), 229-235.
144. **S. Shankar, D. Apelian.** *Die soldering: Mechanism of the interface reaction between molten aluminum alloy and tool steel.* Metallurgical and Materials Transactions B, 2002, 33(3), 465-476.
145. **K. Domkin, J. H. Hattel, J. Thorborg.** *Modeling of high temperature- and diffusion-controlled die soldering in aluminum high pressure die casting.* Journal of Materials Processing Technology, 2009, 209(8), 4051-4061.
146. **Z. Chen, M. Jahedi.** *The effect of temperature on soldering and the sequence of formation of the soldered layer during high pressure die casting of Al-11Si-3Cu alloy.* International Journal of Cast Metals Research, 1998, 11, 129-138.
147. **P. Terek, L. Kovačević, A. Miletić, P. Panjan, S. Baloš, B. Škorić, D. Kakaš.** *Effects of die core treatments and surface finishes on the sticking and galling tendency of Al-Si alloy casting during ejection.* Wear, 2016, 356-357, 122-134.
148. **B. Wang, G. R. Bourne, A. L. Korenyi-Both, A. K. Monroe, S. P. Midson, M. J. Kaufman.** *Method to evaluate the adhesion behavior of aluminum-based alloys on various materials and coatings for lube-free die casting.* Journal of Materials Processing Technology, 2016, 237, 386-393.
149. **A. Mohammed, M. B. Marshall, R. Lewis.** *Development of a method for assessing erosive wear damage on dies used in aluminium casting.* Wear, 2015, 332-333, 1215-1224.
150. **F. Klein.** *Mechanische Belastungen der Druckgießform - Teil 1.* Giesserei-Rundschau, 2007, 54(3/4), 50-51.

151. **F. Klein.** *Mechanische Belastungen der Druckgießform - Teil 2.* Giesserei-Rundschau, 2007, 54(3/4), 51-56.
152. **J. Rösler, H. Harders, M. Bäker.** *Mechanisches Verhalten der Werkstoffe.* Edition ed. Wiesbaden: Springer-Verlag, 2016. ISBN 3658137959.
153. **Z. Liluashvili.** *Verschleissmechanismen und Standzeitoptimierung von Druckgiessformen.* Edition ed. Braunschweig: Shaker, 2009. ISBN 3832283196.
154. **H. Pries.** *Verschleißmechanismen bei Druckgießwerkzeugen.* Giessereiforschung, 2004, 56, 1-13.
155. **H. Gudehus, H. Zenner.** *Leitfaden für eine Betriebsfestigkeitsrechnung.* Edition ed. Düsseldorf: Verlag Stahleisen GmbH, 1999.
156. **J. Piekło, M. Maj, S. Pysz.** *Experimental-Numerical Model of the Initiation and Propagation of Cracks in Die Inserts.* Archives of Foundry Engineering, 2013, 13.
157. **D. Radaj, M. Vormwald.** *Ermüdungsfestigkeit: Grundlagen für Ingenieure.* Edition ed.: Springer-Verlag, 2007. ISBN 3540714596.
158. **W. Siefer.** *Über Brandrisse.* Giesserei, 1968, 24, 737-742.
159. **C. Brecher, D. Özdemir, A. R. Weber.** *Integrative Production Technology—Theory and Applications.* In C. Brecher, D. Özdemir eds. *Integrative Production Technology: Theory and Applications.* Cham: Springer International Publishing, 2017, p. 1-17.
160. **I. Maeurer, F. Klein.** *Prozessdatenerfassung an einer Druckgiessmaschine.* Giesserei Praxis, 1987, (20), 287-293.
161. **P. Profos.** *Handbuch der industriellen Meßtechnik mit 135 Tabellen.* Edition ed. München [u.a.]: Oldenbourg, 1994. XXI, 1230, 1236 S. : zahlr. Ill. u. graph. Darst. p. ISBN 3-486-22592-8.

-
162. **W. Pläßmann, D. Schulz.** *Handbuch Elektrotechnik: Grundlagen und Anwendungen für Elektrotechniker.* Edition ed. Wiesbaden: Springer Fachmedien Wiesbaden, 2013. XL, 1143 S. 1747 Abb p. ISBN 978-3-8348-2071-6.
163. **N. Gramegna, F. Bonollo.** *Smart Control and Cognitive System Applied to the HPDC Foundry 4.0: A Robust and Competitive Methodology Developed Under EU-FP7 Music Project.* Edition ed., 2016. ISBN 9788887786118.
164. **J. Dul, R. Szabo, A. Simcsak.** *Der Einfluss der Temperaturverhältnisse der Form auf die Eigenschaften von Druckgussteilen / The influences of the temperature of the die to the properties of high pressure die casting parts.* Gießerei-Praxis, 2013, 64(5), 209-212.
165. *DIN EN ISO 6892-1: 2009: Metallische Werkstoffe-Zugversuch-Teil 1: Prüfverfahren bei Raumtemperatur (ISO 6892-1: 2009); Deutsche Fassung EN ISO 6892-1: 2009.* 2009.
166. **J. Jakumeit, H. Behnken, F. Schmidt, J. Gänz, B. Thorwald, M. Mathes.** *Simulation of AIR Entrainment in High Pressure Die Casting Applications.* CFD Modeling and Simulation in Materials Processing 2016, 2016, 59-65.
167. **G. Timelli, F. Bonollo.** *The influence of Cr content on the microstructure and mechanical properties of AlSi 9 Cu 3 (Fe) die-casting alloys.* Materials Science and Engineering: A, 2010, 528(1), 273-282.
168. **S. Bozorgi, M. Kumar, I. A. Baumgartner, R. Kretz, M. Just.** *Werkstoffcharakterisierung und Schädigungsverhaltens von A226-Gusslegierungen im Gusszustand.* BHM Berg-und Hüttenmännische Monatshefte, 2015, 3(160), 128-133.
169. **DIN EN 1706.** *Aluminium und Aluminiumlegierungen - Gussstücke - Chemische Zusammensetzung und mechanische Eigenschaften.* Beuth Verlag GmbH, 2010.
170. **E1225-13.** *Standard Test Method for Thermal Conductivity of Solids Using the Guarded-Comparative-Longitudinal Heat Flow Technique.* ASTM International, 2013.

171. **D. R. Thompson, S. R. Rao, B. A. Cola.** *A Stepped-Bar Apparatus for Thermal Resistance Measurements.* Journal of Electronic Packaging, 2013, 135(4), 041002.

172. **J. P. Gwinn, M. Saini, R. L. Webb.** *Apparatus for accurate measurement of interface resistance of high performance thermal interface materials.* In *Thermal and Thermomechanical Phenomena in Electronic Systems, 2002. ITherm 2002. The Eighth Intersociety Conference on Thermal and Thermomechanical Phenomena in Electronic Systems (ITherm).* 2002, p. 644-650.

173. **D. Kearns.** *Improving accuracy and flexibility of ASTM D 5470 for high performance thermal interface materials.* In *Semiconductor Thermal Measurement and Management Symposium, 2003. Nineteenth Annual IEEE.* 2003, p. 129-133.

174. **R. J. Warzoha, A. N. Smith, M. Harris.** *Improved methodology for calculating interfacial thermal resistance and uncertainty for steady-state TIM testers with embedded probes.* In *2016 15th IEEE Intersociety Conference on Thermal and Thermomechanical Phenomena in Electronic Systems (ITherm).* 2016, p. 1040-1050.

175. **V. Singhal, P. J. Litke, A. F. Black, S. V. Garimella.** *An experimentally validated thermo-mechanical model for the prediction of thermal contact conductance.* International Journal of Heat and Mass Transfer, 2005, 48(25-26), 5446-5459.

176. **P. Zhang, Y. Xuan, Q. Li.** *A high-precision instrumentation of measuring thermal contact resistance using reversible heat flux.* Experimental Thermal and Fluid Science, 2014, 54, 204-211.

177. **D. A. Nield, A. Bejan.** *Convection in Porous Media.* Edition ed.: Springer International Publishing, 2017. ISBN 9783319495620.

178. **C. Brecher.** *Integrative production technology for high-wage countries.* edited by F. Deutsche. Edition ed. Berlin [u.a.]: Springer, 2012. XXV, 1096 S. : Ill., graph. Darst. p. ISBN 978-3-642-21066-2.

179. **M. Ahmadein, B. Pustal, N. Wolff, A. Bührig-Polaczek.** *Determination and verification of the gap dependent heat transfer coefficient during permanent mold casting of A356 aluminum alloy.* *Materialwissenschaft und Werkstofftechnik*, 2017, 48(12), 1249-1256.
180. **N. Wolff, B. Pustal, T. Vossel, G. Laschet, A. Bührig-Polaczek.** *Development of an A356 die casting setup for determining the heat transfer coefficient depending on cooling conditions, gap size, and contact pressure.* *Materialwissenschaft und Werkstofftechnik*, 2017, 48(12), 1235-1240.

10. Anhang

Prozessparameter, Randbedingungen und Ergebnisse zur Untersuchung des Prozessparametereinflusses (Kapitel 4)

Tabelle 10-1: Vollfaktorieller Versuchsplan mit vier Faktoren und Stufen.

Versuchs- Bezeichnung	T_M [°C]	v_F [m/s]	T_{Medium} [°C]	p_N [bar]
720 1,3 150 100	720	1,3	150	100
720 1,3 180 100	720	1,3	180	100
720 1,3 150 600	720	1,3	150	600
720 1,3 210 600	720	1,3	210	600
720 1,3 180 600	720	1,3	180	600
720 1,3 250 400	720	1,3	250	400
720 1,3 180 400	720	1,3	180	400
720 1,3 250 100	720	1,3	250	100
720 1,3 250 250	720	1,3	250	250
720 1,3 250 600	720	1,3	250	600
720 1,3 180 250	720	1,3	180	250
720 1,3 210 400	720	1,3	210	400
720 1,3 150 250	720	1,3	150	250
720 1,3 150 400	720	1,3	150	400
720 1,3 210 250	720	1,3	210	250
720 1,3 210 100	720	1,3	150	100

Tabelle 10-2: Teilfaktorieller Versuchsplan mit vier Faktoren und Stufen nach Taguchi.

Versuchs- Bezeichnung	T_M [°C]	v_F [m/s]	T_{Medium} [°C]	p_N [bar]
690 0,7 150 100	690	0,	150	100
690 1,3 180 250	690	1,3	180	250
690 1,9 210 400	690	1,9	210	400
690 2,5 250 600	690	2,5	250	600
720 0,7 180 400	720	0,	180	400
720 1,3 150 600	720	1,3	150	600
720 1,9 250 100	720	1,9	250	100
720 2,5 210 250	720	2,5	210	250
750 0,7 210 600	750	0,	210	600
750 1,3 250 400	750	1,3	250	400
750 1,9 150 250	750	1,9	150	250
750 2,5 180 100	750	2,5	180	100
770 0,7 250 250	770	0,7	250	250
770 1,3 210 100	770	1,3	210	100
770 1,9 180 600	770	1,9	180	600
770 2,5 150 400	770	2,5	150	400

Tabelle 10-3: Gießtechnische Versuchsdaten zur Versuchsreihe Prozessparametereinfluss (Kapitel 4.1 bis 4.3).

Kenngröße	Einheit	Wert
Bauteilvolumen	[cm ³]	204,1
Abgussvolumen	[cm ³]	461,4
Abgussgewicht	[kg]	1,22
Gusslegierung	[-]	AlSi9Cu3(Fe)
Mittlere Wandstärke des Gussteils	[mm]	4
Sprengfläche	[cm ²]	762
Gießkammerfüllgrad	[%]	35
Medientemperatur	[°C]	Nach Versuchsplan
Temperatur der Schmelze im Ofen	[°C]	Nach Versuchsplan
Kolbengeschwindigkeit Phase 1	[m/s]	0,53
Kolbengeschwindigkeit Phase 2	[m/s]	Nach Versuchsplan
Nachdruck Phase 3	[bar]	Nach Versuchsplan

Tabelle 10-4: Mittelwerte der gemessenen Spitzentemperaturen an den jeweiligen Messpunkten auf der rechten Werkzeugseite (Taguchi Versuchsplan).

Versuchs- Bezeichnung	FRT1 [°C]	FRT2 [°C]	FRT3 [°C]	FRT4 [°C]
690 0,7 150 100	170,30	158,55	154,08	163,85
690 1,3 180 250	200,60	187,10	182,87	193,27
690 1,9 210 400	215,81	211,46	210,50	217,01
690 2,5 250 600	242,97	245,76	245,13	248,54
720 0,7 180 400	206,63	193,69	189,54	201,94
720 1,3 150 600	175,53	162,41	159,84	170,58
720 1,9 250 100	254,43	250,94	249,47	256,16
720 2,5 210 250	220,16	213,37	212,87	217,98
750 0,7 210 600	223,56	212,91	210,15	219,29
750 1,3 250 400	246,04	248,59	248,86	253,35
750 1,9 150 250	176,24	162,69	159,80	168,73
750 2,5 180 100	198,15	188,44	185,46	193,13
770 0,7 250 250	242,13	244,00	243,73	249,63
770 1,3 210 100	219,16	213,84	212,63	219,68
770 1,9 180 600	201,41	189,07	186,18	195,72
770 2,5 150 400	181,19	166,62	162,80	173,01

Tabelle 10-5: Mittelwerte der gemessenen Spitzentemperaturen an den jeweiligen Messpunkten auf der linken Werkzeugseite (Taguchi Versuchsplan).

Versuchs- Bezeichnung	FLT1 [°C]	FLT2 [°C]	FLT3 [°C]	FLT4 [°C]
690 0,7 150 100	171,13	165,21	161,25	168,50
690 1,3 180 250	203,23	195,45	191,90	199,90
690 1,9 210 400	214,68	217,48	214,56	217,54
690 2,5 250 600	239,19	246,82	243,57	245,52
720 0,7 180 400	204,43	196,90	191,90	201,57
720 1,3 150 600	174,92	167,89	164,92	172,41
720 1,9 250 100	250,43	251,87	247,06	251,80
720 2,5 210 250	216,81	217,61	213,59	217,69
750 0,7 210 600	218,45	217,50	213,07	219,37
750 1,3 250 400	238,66	247,14	242,90	245,81
750 1,9 150 250	176,50	171,50	168,08	174,22
750 2,5 180 100	198,18	195,63	192,83	197,18
770 0,7 250 250	237,85	244,54	238,84	244,24
770 1,3 210 100	217,30	217,79	214,66	219,36
770 1,9 180 600	202,34	196,52	192,76	199,55
770 2,5 150 400	180,68	173,02	169,11	176,34

Tabelle 10-6: Mittelwerte der gemessenen Spitzentemperaturen an den jeweiligen Messpunkten auf der rechten Werkzeugseite (Vollfaktorieller Versuchsplan).

Versuchs- Bezeichnung	FRT1 [°C]	FRT2 [°C]	FRT3 [°C]	FRT4 [°C]
720 1,3 150 100	166,52	157,95	156,39	164,30
720 1,3 180 100	187,35	186,06	184,52	189,86
720 1,3 150 600	175,53	162,41	159,84	170,58
720 1,3 210 600	202,69	202,65	202,36	206,28
720 1,3 180 600	203,22	192,40	189,72	198,71
720 1,3 250 400	242,16	243,58	242,40	246,99
720 1,3 180 400	199,07	191,21	189,53	197,19
720 1,3 250 100	243,46	245,01	245,12	250,42
720 1,3 250 250	241,74	242,48	242,43	247,24
720 1,3 250 600	250,54	245,47	243,96	251,53
720 1,3 180 250	201,89	192,21	190,19	198,44
720 1,3 210 400	216,18	207,05	205,83	213,97
720 1,3 150 250	172,51	162,02	159,29	168,98
720 1,3 150 400	176,35	162,06	159,05	169,81
720 1,3 210 250	216,20	212,60	212,12	219,48
720 1,3 210 100	215,48	212,53	211,68	216,85

Tabelle 10-7: Mittelwerte der gemessenen Spitzentemperaturen an den jeweiligen Messpunkten auf der linken Werkzeugseite (Vollfaktorieller Versuchsplan).

Versuchs- Bezeichnung	FLT1 [°C]	FLT2 [°C]	FLT3 [°C]	FLT4 [°C]
720 1,3 150 100	165,52	162,20	158,86	165,30
720 1,3 180 100	185,03	189,21	186,31	189,44
720 1,3 150 600	174,92	167,89	164,92	172,41
720 1,3 210 600	205,44	212,31	210,14	212,10
720 1,3 180 600	200,98	195,57	191,43	198,41
720 1,3 250 400	238,45	245,34	242,05	244,01
720 1,3 180 400	196,61	194,58	190,74	196,32
720 1,3 250 100	239,31	245,72	241,24	245,92
720 1,3 250 250	237,68	244,82	241,33	243,43
720 1,3 250 600	247,04	247,50	243,18	248,35
720 1,3 180 250	199,74	195,62	191,67	197,97
720 1,3 210 400	218,69	217,51	214,34	219,84
720 1,3 150 250	171,84	166,89	162,95	170,32
720 1,3 150 400	175,83	167,74	163,07	171,93
720 1,3 210 250	213,53	214,76	211,47	216,88
720 1,3 210 100	213,94	217,85	214,73	217,78

Tabelle 10-8: Mittelwerte der gemessenen Spitzentemperaturen im Werkzeug an der Messvorrichtung zur Erfassung des Temperaturfeldes (Taguchi Versuchsplan).

Versuchs- Bezeichnung	FLTf1 [°C]	FLTf3 [°C]	FLTf6 [°C]	FRTf1 [°C]	FRTf3 [°C]	FRTf6 [°C]
690 0,7 150 100	314,22	251,56	217,08	304,52	233,65	206,35
690 1,3 180 250	352,32	289,24	254,49	346,36	271,50	243,23
690 1,9 210 400	373,80	307,70	272,67	366,00	291,93	265,44
690 2,5 250 600	392,05	331,32	296,13	383,11	314,58	290,86
720 0,7 180 400	369,50	299,39	262,96	361,90	280,82	254,45
720 1,3 150 600	341,73	269,53	232,26	339,29	254,78	225,56
720 1,9 250 100	399,00	342,26	305,88	401,96	328,91	304,79
720 2,5 210 250	378,80	312,41	275,08	374,00	295,22	269,12
750 0,7 210 600	379,60	314,38	277,86	373,87	300,43	270,72
750 1,3 250 400	398,67	339,47	303,37	391,88	327,10	301,41
750 1,9 150 250	360,58	279,04	239,06	345,51	258,33	227,39
750 2,5 180 100	369,63	297,70	258,29	360,01	276,85	247,57
770 0,7 250 250	399,87	336,76	300,73	381,03	320,65	295,44
770 1,3 210 100	381,41	316,62	279,10	369,45	300,64	271,84
770 1,9 180 600	373,31	302,52	262,91	363,88	283,35	252,47
770 2,5 150 400	356,66	283,17	242,39	346,87	262,79	231,51

Tabelle 10-9: Mittelwerte der gemessenen Spitztemperaturen im Werkzeug an der Messvorrichtung zur Erfassung des Temperaturfeldes (Vollfaktorieller Versuchsplan).

Versuchs- Bezeichnung	FLTf1 [°C]	FLTf3 [°C]	FLTf6 [°C]	FRTf1 [°C]	FRTf3 [°C]	FRTf6 [°C]
720 1,3 150 100	335,48	262,51	223,69	322,25	240,33	213,69
720 1,3 180 100	353,84	284,58	247,59	339,01	262,26	237,43
720 1,3 150 600	341,73	269,53	232,26	339,29	254,78	225,56
720 1,3 210 600	373,74	304,68	267,17	362,88	282,90	256,91
720 1,3 180 600	367,68	295,64	258,19	355,99	275,04	249,03
720 1,3 250 400	393,45	330,94	288,90	390,14	316,94	291,41
720 1,3 180 400	366,49	293,83	255,59	355,83	273,11	247,42
720 1,3 250 100	388,09	331,28	297,55	390,78	321,16	296,80
720 1,3 250 250	398,93	333,53	297,20	392,74	319,61	294,50
720 1,3 250 600	400,84	335,56	300,79	394,25	324,97	298,77
720 1,3 180 250	363,54	292,37	256,40	356,20	274,74	249,13
720 1,3 210 400	381,99	313,95	277,55	366,33	292,00	265,67
720 1,3 150 250	349,70	274,44	234,51	335,75	252,26	223,62
720 1,3 150 400	348,31	271,82	232,91	335,14	252,75	225,64
720 1,3 210 250	377,00	309,52	272,88	373,87	295,25	268,56
720 1,3 210 100	371,71	309,46	272,51	368,20	295,18	268,24

Tabelle 10-10: Mittelwerte und Standardabweichungen der Dichtebestimmung (Taguchi Versuchsplan).

Versuchs- Bezeichnung	Dichte li. Platte [g/cm³]	Dichte re. Platte [g/cm³]	Mittlere Dichte [g/cm³]
690 0,7 150 100	2,6994±0,0709	2,7222±0,0246	2,7108±0,0514
690 1,3 180 250	2,7911±0,0226	2,7768±0,0240	2,7840±0,0232
690 1,9 210 400	2,7932±0,0053	2,7919±0,0041	2,7925±0,0045
690 2,5 250 600	2,8031±0,0025	2,8021±0,0050	2,8026±0,0037
720 0,7 180 400	2,7861±0,0057	2,7899±0,0058	2,7880±0,0058
720 1,3 150 600	2,8063±0,0011	2,8079±0,0030	2,8071±0,0023
720 1,9 250 100	2,7602±0,0220	2,7546±0,0087	2,7574±0,0160
720 2,5 210 250	2,7507±0,0116	2,7557±0,0099	2,7532±0,0105
750 0,7 210 600	2,8019±0,0013	2,8018±0,0029	2,8019±0,0021
750 1,3 250 400	2,7992±0,0118	2,7954±0,0040	2,7993±0,085
750 1,9 150 250	2,7483±0,0139	2,7515±0,0151	2,7499±0,0138
750 2,5 180 100	2,7476±0,0086	2,7466±0,0059	2,7471±0,0070
770 0,7 250 250	2,7837±0,0031	2,7834±0,0037	2,7836±0,0032
770 1,3 210 100	2,7102±0,0249	2,7086±0,0344	2,7089±0,0283
770 1,9 180 600	2,7966±0,0022	2,7975±0,0016	2,7970±0,0019
770 2,5 150 400	2,7892±0,0049	2,7886±0,0039	2,7889±0,0042

Tabelle 10-11: Mittelwerte und Standardabweichungen der Dichtebestimmung (Vollfaktorieller Versuchsplan).

Versuchs- Bezeichnung	Dichte li. Platte [g/cm³]	Dichte re. Platte [g/cm³]	Mittlere Dichte [g/cm³]
720 1,3 150 100	2,7344±0,0309	2,7315±0,0221	2,7329±0,054
720 1,3 180 100	2,7539±0,0320	2,7545±0,0199	2,7542±0,0251
720 1,3 150 600	2,8063±0,0011	2,8079±0,0030	2,8071±0,0023
720 1,3 210 600	2,8063±0,0046	2,8038±0,0039	2,8050±0,0042
720 1,3 180 600	2,8113±0,0026	2,8092±0,0018	2,8102±0,0024
720 1,3 250 400	2,7976±0,0049	2,8001±0,0055	2,7989±0,0051
720 1,3 180 400	2,7963±0,0041	2,7972±0,0033	2,7967±0,0035
720 1,3 250 100	2,7719±0,0209	2,7727±0,0167	2,7723±0,0178
720 1,3 250 250	2,7812±0,0096	2,7839±0,0072	2,7825±0,0081
720 1,3 250 600	2,8054±0,0021	2,8044±0,0026	2,8049±0,0023
720 1,3 180 250	2,7846±0,0095	2,7890±0,0090	2,7868±0,0090
720 1,3 210 400	2,7958±0,0045	2,8019±0,0098	2,7989±0,0079
720 1,3 150 250	2,7905±0,0051	2,7778±0,0115	2,7841±0,0108
720 1,3 150 400	2,7960±0,0062	2,7978±0,0067	2,7969±0,0061
720 1,3 210 250	2,7903±0,0082	2,7898±0,0085	2,7900±0,0079
720 1,3 210 100	2,7108±0,0207	2,7201±0,0138	2,7154±0,0173

Tabelle 10-12: Mittelwerte der gemessenen Ebenheitswerte.

Versuchs- Bezeichnung	Ebenheitswert [mm]
690 0,7 150 100	0,1588±0,353
690 1,3 180 250	0,1460±0,0095
690 1,9 210 400	0,1150±0,0097
690 2,5 250 600	0,1178±0,0086
720 0,7 180 400	0,1663±0,0178
720 1,3 150 600	0,1377±0,0139
720 1,9 250 100	0,1304±0,0398
720 2,5 210 250	0,1432±0,0160
750 0,7 210 600	0,1142±0,0113
750 1,3 250 400	0,1284±0,0363
750 1,9 150 250	0,1393±0,0290
750 2,5 180 100	0,1669±0,0135
770 0,7 250 250	0,1440±0,0170
770 1,3 210 100	0,1715±0,0265
770 1,9 180 600	0,1150±0,0250
770 2,5 150 400	0,1415±0,0477

Tabelle 10-13: Im Zugversuch ermittelte, mechanische Kennwerte.

Versuchs- Bezeichnung	R_m [MPa]	R_{p0,2} [MPa]	A [%]
690 0,7 150 100	179,50±0,71	143,00±2,83	0,55±0,02
690 1,3 180 250	259,67±29,37	149,67±1,53	1,71±1,53
690 1,9 210 400	275,50±6,36	149,00±1,41	2,06±0,16
690 2,5 250 600	264,00±19,97	151,33±1,53	1,92±0,57
720 0,7 180 400	157,00±21,07	133,67±9,87	0,46±9,87
720 1,3 150 600	281,33±4,04	155,33±1,53	2,10±0,16
720 1,9 250 100	100,50±6,36	104,00	0,24±0,08
720 2,5 210 250	253,00	146,00	1,58
750 0,7 210 600	252,33±23,86	152,33±3,06	1,56±0,59
750 1,3 250 400	260,00±21,07	146,67±2,08	1,79±0,54
750 1,9 150 250	176,00±46,51	131,33±8,74	0,77±0,49
750 2,5 180 100	190,50±23,33	143,50±3,54	0,66±0,29
770 0,7 250 250	226,50±0,71	148,00±1,41	0,97±0,04
770 1,3 210 100	234,00±28,28	142,50±3,54	1,27±0,46
770 1,9 180 600	264,00	152,00	1,54
770 2,5 150 400	263,50±9,19	152,00±0,00	1,61±0,19

Prozessparameter und Randbedingungen der Studien in Kapitel 4

Tabelle 10-14: Beschreibung der gewählten Anfangsbedingungen und Temperierschritte für die Experimente bezüglich variothermer Temperaturführung im Zwillingssplatten-Versuchswerkzeug (Kapitel 4.4.1).

Beschreibung / Name	Dauer	Temperierschritte	Starttemperaturen	
Grundlagenversuch Variothermie Zwillingssplatte (siehe auch Abbildung 4-24)	60 min	0 - 8 min: Kühlen	Einsätze	270 °C
		8 - 28 min: Heizen	Öl (Heizen)	300 °C
		28 - 36 min: Kühlen	Öl (1. Kühlen)	100 °C
		36 - 56 min: Heizen	Öl (2+3. Kühlen)	30 °C
56 - 60 min: Kühlen				

Tabelle 10-15: Beschreibung der gewählten Anfangsbedingungen und Temperierschritte für die Simulationen bezüglich variothermer Temperaturführung im Zwillingssplatten-Versuchswerkzeug (Kapitel 4.4 bis 5.4).

Beschreibung / Name	Dauer	Temperierschritte	Starttemperaturen	
Heizen-Kühlen- Heizen (siehe auch Abbildung 4-25)	1500 s	0 - 500 s: Heizen	Formrahmen	100 °C
		500 - 1000 s: Kühlen	Einsätze	200 °C
		1000 - 1500 s: Heizen	Öl (Heizen)	300 °C
			Öl (Kühlen)	100 °C
			Öl (Stationär)	250 °C
Kühlen (siehe auch Abbildung 4-26)	500 s	0 - 500 s: Kühlen	Formrahmen	100 °C
			Einsätze	200 °C
			Öl (Heizen)	300 °C
			Öl (Kühlen)	100 °C
			Öl (Stationär)	250 °C
Gießzyklus (siehe auch Abbildung 4-30)	Individuell	Individuell	Formrahmen	100 °C
			Einsätze	200 °C
			Öl (Heizen)	300 °C
			Öl (Kühlen)	100 °C
			Öl (Stationär)	250 °C

Prozessparameter und Randbedingungen der Studien in Kapitel 5

Tabelle 10-16: Übersicht über die in Kapitel 5 verwendeten Versuchsstände und die untersuchten Zyklen.

Kapitel	Verwendete Versuchsstände	Betrachtete Zyklen	Randbedingungen
5.1.1	Einzelplatte	Aufheizen (E+S)	Tabelle 10-17
5.1.2	Zwillingsplatte	Heizen-Kühlen-Heizen (S) Kühlen (S)	Tabelle 10-15 Tabelle 10-15
	Isolationsprüfstand	Aufheizen (E)	Tabelle 10-18
5.2.1	Zwillingsplatte	Heizen-Kühlen-Heizen (S) Kühlen (S)	Tabelle 10-15 Tabelle 10-15
5.2.2	Zwillingsplatte	Heizen-Kühlen-Heizen (S) Kühlen (S)	Tabelle 10-15 Tabelle 10-15
5.3.1	Zwillingsplatte	Heizen-Kühlen-Heizen (S) Kühlen (S)	Tabelle 10-15 Tabelle 10-15
5.3.2	Zwillingsplatte	Gießzyklus (S)	Tabelle 10-15 Tabelle 10-15
5.3.3	Zwillingsplatte	Gießzyklus (S)	Tabelle 10-15 Tabelle 10-15

* E = Experiment
S = Simulation

Tabelle 10-17: Beschreibung der gewählten Anfangsbedingungen und Temperierschritte für die Experimente und Simulationen zur Studie zu

konventionellen Gestaltungsrichtlinien für Temperierkanäle anhand des Einzelplatten-Werkzeugs (Kapitel 5.1.1).

Beschreibung / Name	Dauer	Temperierschritte	Starttemperaturen	
Aufheizen Einzelplatten-Werkzeug (Experiment)	5 h 30 min	0 – 5h 30 min: Heizen	Formrahmen Einsätze Öl (Heizen)	20 °C 20 °C 250 °C
Aufheizen Einzelplatten-Werkzeug (Simulation)	3 h 30 min	0 – 3 h 30 min: Heizen	Formrahmen Einsätze Öl (Heizen)	20 °C 20 °C 250 °C

(siehe auch
Abbildung 5-3)

Tabelle 10-18: Beschreibung der gewählten Anfangsbedingungen und Temperierschritte für die experimentelle Studie zum Einsatz von Isolationsstrategien anhand des Isolations-Prüfstandes (Kapitel 5.2.2).

Beschreibung / Name	Dauer	Temperierschritte	Starttemperaturen	
Aufheizen Isolations-Prüfstand	120min	0 - 120min: Heizen	Plattenpaket Öl (Heizen) Heizleistung	50 °C 55 °C 1 kW

(siehe auch
Abbildung 5-20)

Prozessparameter und Randbedingungen der Studien in Kapitel 6

Tabelle 10-19: Randbedingungen der Simulationen für die grundlegende Betrachtung thermischer Verhältnisse (Kapitel 6.1).

Kenngroße	Einheit	Wert
Gusslegierung	[-]	AlSi7Mg0,3
Kokillenwerkstoff	[-]	1.2343
Medientemperatur (Öl)	[°C]	250 bzw. 100
Temperatur der Schmelze	[°C]	700

Tabelle 10-20: Beschreibung der gewählten Anfangsbedingungen und Temperierschritte für die grundlegende Betrachtung thermischer Verhältnisse (Kapitel 6.1).

Beschreibung / Name	Dauer	Temperierschritte	Starttemperaturen	
Kühlen Variotherm	Individuell	0 – $T_{\text{Guss}} \leq T_{\text{Solidus}}$: Kühlen	Werkzeug	250 °C
			Schmelze	700 °C
			Öl (Kühlen)	100 °C
Kühlen Stationär	Individuell	0 – $T_{\text{Guss}} \leq T_{\text{Solidus}}$: Kühlen	Werkzeug	250 °C
			Schmelze	700 °C
			Öl (Kühlen)	250 °C

Tabelle 10-21: Randbedingungen der Simulationen zur Versuchsreihe Anwendbarkeit der Variothermie im Kokillenguss (Kapitel 6.2).

KenngroÙe	Einheit	Wert
Gusslegierung	[-]	AlSi7Mg0,3
Kokillenwerkstoff	[-]	1.2343 bzw. Anviloy
Medientemperatur (Öl)	[°C]	300 bzw. 100
Medientemperatur (Wasser)	[°C]	180 bzw. 30
Temperatur der Schmelze im Ofen	[°C]	750

Tabelle 10-22: Beschreibung der gewählten Anfangsbedingungen und Temperierschritte für die Simulationen bezüglich variothermer Temperaturführung im Kokillenguss (Kapitel 6.2).

Beschreibung / Name	Dauer	Temperierschritte	Starttemperaturen	
Aufheizen	120 min +	0 - 120 min: Heizen	Kokille	25 °C
Versuchsstand Kokillenguss	Köhldauer	120 min - $T_{\text{Guss}} \leq 300$ °C: Köhlen	Öl (Heizen)	300 °C
			Öl (Köhlen)	100 °C
			Wasser (Heizen)	180 °C
			Wasser (Köhlen)	30 °C

11. Lebenslauf

Persönlich Daten:

Name: Frank Schmidt
Geburtsdaten: 04.02.1988 in Meschede
Nationalität: deutsch
Familienstand: ledig

Ausbildung:

08/98 - 06/07 Abitur, Gymnasium der Stadt Meschede
07/07 - 03/08 Zivildienst, Matthias Claudius Haus Eversberg
10/08 - 09/11 Bachelor Studium „Wirtschaftsingenieurwesen (Werkstoff und Prozesstechnik)“ an der RWTH Aachen University, Abschluss: Bachelor of Science
10/11 - 03/14 Master Studium „Wirtschaftsingenieurwesen (Werkstoff und Prozesstechnik)“ an der RWTH Aachen University, Abschluss: Master of Science
Seit 05/14 Promotionsstudium an der RWTH Aachen University

Berufliche Tätigkeiten:

10/08 - 10/11 Werksstudent bei der M. Busch GmbH & Co. KG Eisengießerei Wehrstapel
10/11 – 03/13 Wissenschaftliche Hilfskraft am Gießerei-Institut der RWTH Aachen University
04/13 - 09/13 Praktikant bei Nematik am Druckguss-Standort Sheboygan, Wisconsin.
05/14 – 10/17 Wissenschaftlicher Angestellter am Gießerei-Institut der RWTH Aachen University

- 11/17 – 12/18 Projektleiter Forschung und Entwicklung bei der KSM
Castings Group GmbH am Standort Hildesheim
- Seit 01/19 Manufacturing Engineer bei der KSM Castings Group
GmbH am Standort Hildesheim

12. Wissenschaftliche Veröffentlichungen

- [1] **R. Siegbert, M. Frings, N. Yesildag, F. Schmidt, H. Sauerland, S. Elgeti, M. Behr, C. Windeck, C. Hopmann, Y. Queudeville, U. Vroomen, A. Bührig-Polaczek.** Individualized Production in Die-Based Manufacturing Processes Using Numerical Optimization. *International Journal of Advanced Design and Manufacturing Technology* 80(5), S. 851-858.
- [2] **F. Schmidt, Y. Queudeville, U. Vroomen, A. Bührig-Polaczek.** Development of a Measurement Concept for the validation of the Numerical Optimisation of High Pressure Die Casting Dies. *Contributed papers from MS&T15, Materials Science & Technology*, October 4-8, 2015, Columbus, Ohio, USA.
- [3] **J. Jakumeit, H. Behnken, F. Schmidt, J. Gänz, B. Thorwald, M. Mathes.** Simulation of air entrapment in high-pressure die casting applications. *Proceedings from TMS 2016 145th Annual Meeting & Exhibition*, February 14-18 Downtown Nashville, Tennessee S. 59-65.
- [4] **F. Schmidt, M. Müller, U. Vroomen, A. Bührig-Polaczek.** Process parameter influence on selected quality features in high-pressure die casting. *Metallurgia Italiana* 6, S. 101-104.
- [5] **F. Schmidt, U. Vroomen, A. Bührig-Polaczek.** Mold-based Production Systems. *Integrative Production Technology - Theory and Applications / Christian Brecher, Denis Özdemir Editors*, S. 113-174.
- [6] **J. Jakumeit, H. Behnken, F. Schmidt, J. Gänz, B. Thorwald, M. Mathes.** Prediction of Air Entrainment in High Pressure Die Casting Applications. *6th Decennial International Conference on Solidification Processing (SP17)*.

Der Aluminiumdruckguss ist das, bezogen auf die Tonnage, dominierende Gießverfahren zur Verarbeitung von Aluminium. Im Zusammenhang mit dem seit Jahren steigenden Marktanteil ausladender Strukturbauteile und dem Aufkommen großformatiger Bauteile, wie etwa Batteriewannen, durch den Ausbau der Elektromobilität, wachsen die Anforderungen an Prozess, Gießmaschine und Werkzeuge immer weiter. Die in ihren Ausmaßen wachsenden, immer komplexer werdenden Werkzeuge bedürfen aufgrund der Gestalt der zu fertigenden Bauteile eine präzise Temperierung, um qualitativ hochwertigen Guss erzeugen zu können.

Derzeit werden mit Hilfe subtraktiver Fertigungsverfahren Werkzeuge gefertigt, welche im Prozess mit einer stationären Temperierung über einen und mehrere Zyklen hinweg auf einem möglichst stabilen Temperaturniveau gehalten werden. Die Eingriffsmöglichkeiten sind bei dieser Vorgehensweise nach dem Abschluss der Gestaltungsphase des Werkzeugs gering. Zudem sind die Freiheitsgrade etwa für die Temperierkanalgeometrie aufgrund der eingesetzten Herstellungsverfahren eingeschränkt. Abhilfe können hier zunehmend die generativen Fertigungsverfahren schaffen, welche nahezu unbegrenzte Gestaltungsspielräume mit sich bringen.

In dieser Arbeit wird eine Temperiermethodik vorgestellt und untersucht, welche im Kunststoffspritzguss bereits breite Anwendung zur Herstellung hochwertiger Produkte findet. Die Variothermie eignet sich besonders in Form einer auf Temperieröl basierenden fluidvariothermen Form für den Einsatz im Druckguss, da grundsätzlich keine Anpassungen am Werkzeug erforderlich sind, sondern lediglich die Anlagenperipherie verändert werden muss. Im Zuge der Untersuchungen wird dabei die generelle Eignung des konventionellen Werkzeugaufbaus im Druckguss für die Anwendung der Variothermie betrachtet.

Basierend auf den Erkenntnissen aus dem Einsatz einer variothermen Temperierung in einem konventionell gestalteten Versuchswerkzeug werden zudem Optimierungspotenziale aufgezeigt und Lösungen hinsichtlich angepasster Temperierkanalgeometrien, reduzierter Werkzeugmassen und thermischer Entkopplung der einzelnen Werkzeugkomponenten entwickelt und auf ihr Potenzial hin untersucht. Diese Maßnahmen werden darüber hinaus auf ihre Vorteile für eine stationäre Temperierung hin betrachtet.

Ergänzend wird mit dem Kokillenguss ein weiteres potenzielles Anwendungsgebiet für die Variothermie im Leichtmetallguss in die Betrachtung mit einbezogen. Dabei steht der Einfluss dieser Temperiermethodik auf das resultierende Gussteil im Vordergrund.

High Pressure Die Casting is the dominant casting process for processing aluminium in terms of tonnage. In connection with the increasing market share of large structural components over many years and the emergence of large-format components, such as battery trays, due to the expansion of e-mobility, the demands on processes, casting machines and dies are constantly increasing. Due to the shape of the components to be manufactured, the increasingly complex dies, which are growing in size and complexity, require a precise temperature control in order to be able to produce high-quality castings.

At present, dies are manufactured with the aid of subtractive manufacturing processes. During the process they are kept at the most stable temperature level possible using a stationary temperature control. The possibilities for intervention in this procedure are small after completion of the design phase of the die. In addition, the degree of freedom for the temperature control channel geometry is low due to the manufacturing processes used. This can increasingly be remedied by generative manufacturing processes, which bring with them almost unlimited scope for design.

This thesis presents and examines a temperature control method which is already widely used in plastic injection moulding for the manufacturing of high quality goods. Variothermal temperature control is particularly suitable in the form of a fluid-variothermal form based on tempering oil for the use in High Pressure Die Casting, since no adjustments to the die are generally required, only the system periphery needs to be changed. In the course of the investigations, the general suitability of conventional die design in High Pressure Die Casting for the application of a variothermal temperature control is evaluated.

Based on the findings from the use of variothermal temperature control in a conventionally designed test die, optimization potentials are also demonstrated and solutions are developed with regard to adapted temperature control channel geometries, reduced tool masses as well as thermal decoupling of the individual tool components and examined for their potential. These measures are also considered with regard to their advantages for stationary temperature control.

In addition, Gravity Die Casting is another potential application area for variothermal temperature control in light metal casting. The influence of this temperature control method on the resulting casting is in the foreground.

