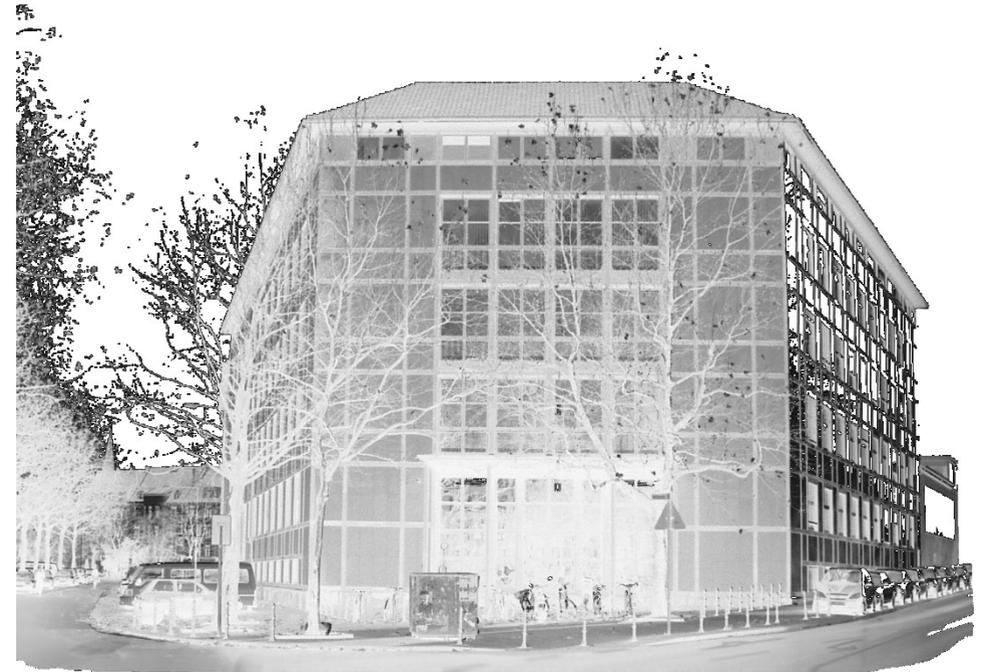


Entwicklung eines kombinierten Druck- und Spritzgießprozesses zur Herstellung von Metall-Kunststoff-Hybridbauteilen auf einer Mehrkomponentendruckgießmaschine

Patrick Messer



ISBN 978-3-944601-22-9 (E-Book)

Band 33



RWTHAACHEN
UNIVERSITY

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

**„Entwicklung eines kombinierten Druck- und Spritzgießprozesses zur
Herstellung von Metall-Kunststoff-Hybridbauteilen auf einer
Mehrkomponentendruckgießmaschine“**

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

Patrick Messer M.Sc.

aus Duisburg

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

Tag der mündlichen Prüfung: 28. Juli 2022

Diese Dissertation ist auf den Internetseiten der Universitätsbibliothek online
verfügbar.

Titel: *Entwicklung eines kombinierten Druck- und Spritzgießprozesses zur Herstellung von Metall-Kunststoff-Hybridbauteilen auf einer Mehrkomponentendruckgießmaschine*

Autor: Patrick Messer

Reihe: Ergebnisse aus Forschung und Entwicklung, Band 33 (2022)
Gießerei-Institut der RWTH Aachen
Intzestr. 5
D-52072 Aachen
Tel.: +49 (0)241 8095880
E-Mail: sekretariat@gi.rwth-aachen.de
<http://www.gi.rwth-aachen.de>

ISBN: 978-3-944601-22-9 (eBook)

Volltext verfügbar: 10.18154/RWTH-2022-07833



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/))

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 am Gießerei-Institut der RWTH Aachen. Meine Tätigkeit wurde im Rahmen der Exzellenzcluster „Integrative Produktionstechnik für Hochlohnländer“ sowie „Internet of Production“ seitens der Deutschen Forschungsgesellschaft (DFG) gefördert.

Mein Dank gilt Herrn Prof. Dr.-Ing. Andreas Bührig-Polaczek für die Betreuung meiner Promotion, für die Möglichkeiten und Freiheiten am Gießerei-Institut sowie die konstruktiven fachlichen Diskussionen. Herrn Prof. Dr.-Ing. Martin Fehlbier danke ich für die Übernahme des Koreferates sowie das Interesse an meiner Arbeit. Nicht zuletzt danke ich Dr.-Ing. Uwe Vroomen für die Leitung des Forschungsbereiches Innovative Gießverfahren und die damit einhergehenden Impulse für mein Vorhaben.

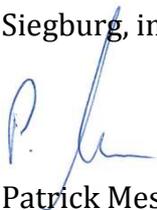
Bedanken möchte ich mich außerdem bei Andreas Gruszka, Arthur Bulinger, Maximilian Schmidt, Caner Demir sowie den Kollegen aus der Werkstatt für die praktische Unterstützung. Meinen Hiwis Blanca Ramon Cascales und Alexander Parusel danke ich für die konstruktive und simulative Unterstützung bei der Umsetzung meiner Ideen. Meinen Bürokollegen Friederike Feikus und Golo Zimmermann danke ich gleichermaßen wie meinem Studienfreund Magnus Orth für die vielen konstruktiven Diskussionen zu meiner Arbeit.

Danken möchte ich auch für das Institutsleben: Jessica, René und Daniel für die Badminton-Matches; Tatiana, Frieda und David für die FABs; Nino und Steffen für die Kaffeepausen; Golo und Olaf für Ihren Humor; Philipp für diverse sportliche Aktivitäten; Aiko für seine Gelassenheit; Frank für Struktur und Ordnung sowie Florian und Johannes für ihre inspirierende Entropie.

Mein größter Dank gilt meinen Eltern Sigrid und Michael Messer sowie meiner Frau Lisa. Meinen Eltern danke ich, weil sie immer an mich geglaubt und mich auf meinem Lebensweg stets gefördert und unterstützt haben. Meiner Frau Lisa danke ich vor allem für Ihre Unterstützung in Form von Geduld, Motivation und Toleranz bei der Fertigstellung dieser Arbeit.

Ohne euch wäre ich nicht da, wo ich jetzt bin!

Siegburg, im August 2022



Patrick Messer

Inhaltsverzeichnis

0.	Kurzfassung	I
0.1.	Einleitung und Motivation	I
0.2.	Erarbeitung eines grundlegenden Prozessverständnisses für die Prozesskombination aus Druck- und Spritzguss	I
0.2.1.	Anforderungen an ein geeignetes Versuchswerkzeug.....	I
0.2.2.	Versuchsplanung und -durchführung.....	III
0.3.	Ergebnisse	III
0.4.	Zusammenfassung und Ausblick.....	IV
1.	Einleitung und Motivation	1
2.	Zielsetzung und Vorgehen	2
3.	Grundlagen und Stand der Technik	4
3.1.	Hybride Metall-Kunststoff-Verbunde	4
3.1.1.	Fügeverfahren für Metall-Kunststoff-Verbunde	5
3.2.	Druck- und Spritzguss.....	8
3.2.1.	Prozessablauf Aluminium-Druckguss vs. Kunststoff-Spritzguss.....	10
3.2.2.	Anlagen- und Werkzeugtechnik im 1K-Spritzguss.....	12
3.2.3.	Mehrkomponenten-Spritzgießmaschinen und -werkzeuge	16
3.2.4.	Integriertes Metall-Kunststoff-Spritzgießen (IMKS).....	18
3.2.5.	Anwendungsbeispiele Hybride auf Basis des Druckgießens	18
3.3.	Additive Fertigung von Werkzeugeinsätzen: Gestaltungsfreiheit und Restriktionen	21
3.3.1.	Vor- und Nachteile additiv gefertigter Werkzeugeinsätze.....	21
3.3.2.	Gestaltungshinweise und Einschränkungen beim Design von Werkzeugeinsätzen	22
3.4.	Haftung, Adhäsion und Verbundausbildung.....	24
3.4.1.	Haftung und Adhäsion	24
3.4.2.	Verbindungsarten von Verbundgussbauteilen	30

3.4.3.	Voraussetzungen zur Verbunderzeugung zwischen Kunststoffschmelze und Substrat	31
3.4.4.	Voraussetzungen für Entformbarkeit im M-HPDC	32
3.5.	Werkzeugtemperierung	33
3.5.1.	Konventionelle Temperierung	33
3.5.2.	Möglichkeiten zur dynamischen Werkzeugtemperierung im Spritzguss.	35
3.5.3.	Isolationswerkstoffe in Druck- und Spritzgießwerkzeugen	38
3.6.	Erkenntnisse aus den Vorgängerwerkzeugen Hybrid I & II	39
3.6.1.	Erkenntnisse aus Hybrid I	39
3.6.2.	Zwischenfazit Hybrid I	43
3.6.3.	Erkenntnisse aus Hybrid II	45
3.6.4.	Zwischenfazit Hybrid II	55
4.	Anlagentechnik, Versuchsvorbereitung und Methodik	57
4.1.	Fertigungszelle für das Mehrkomponenten-Druckgießen	57
4.2.	Besonderheiten der vorhandenen Anlagentechnik	58
4.2.1.	Mechanische Anbindung des Spritzgießaggregats an die DGM	58
4.2.2.	Öffnungshub für Schieberbewegung	59
4.2.3.	Vakuum-Dosier-Einheit des Aluminium-Ofens	60
4.3.	Maschinenkommunikation und Not-Aus-Verkettung	61
4.4.	Materialauswahl	63
4.4.1.	Auswahl der Aluminium-Gusslegierung	64
4.4.2.	Auswahl thermoplastischer Kunststoffe	68
4.5.	Angewendete Methodik/Messverfahren	72
4.5.1.	Mechanische Werkstoffprüfung	72
4.5.2.	Rasterelektronenmikroskopie/EDX	72
5.	Werkzeugdesign	73
5.1.	Technische Rahmenbedingungen und Anforderungen an das Versuchswerkzeug	74

5.1.1.	Geometrische Anforderungen.....	74
5.1.2.	Thermische Anforderungen.....	77
5.1.3.	Prozesstechnische Anforderungen und Rahmenbedingungen.....	80
5.2.	Konzeptionierung (Hybrid III.0).....	82
5.2.1.	Entwicklung der M-HPDC-Verbundprobe	83
5.2.2.	Entwicklung eines hierarchischen und modularen Werkzeugaufbaus	85
5.2.3.	Hierarchieebene Formrahmen	86
5.2.4.	Hierarchieebene Haupteinsätze	89
5.2.5.	Hierarchieebene Kavitätseinsatz, Schieber und Kavitätsplatte	94
5.2.6.	Auslegung des Gießsystems	100
5.2.7.	Temperierung von Hybrid III (mit Kavitätseinsatz Hybrid III.0).....	102
5.3.	Anforderungen und Rahmenbedingungen bei der Auslegung eines additiv gefertigten Werkzeugeinsatzes (Hybrid III.1)	104
6.	Versuchsplanung und -durchführung	105
6.1.	Basis-Prozessablauf im Mehrkomponenten-Druckgießen	105
6.2.	Versuchsplanung.....	106
6.2.1.	Isotherme Temperierung.....	107
6.2.2.	Variotherme Temperierung ohne Heizkeramik	108
6.2.3.	Variotherme Temperierung mit Heizkeramiken	110
6.3.	Erarbeitung eines Prozessfensters/Prozesserkenntnisse	111
6.3.1.	Werkzeuginbetriebnahme und Vorversuche	111
6.3.2.	Herausforderungen und Potentiale bei der Nutzung von Heizkeramiken im Druckguss	116
6.3.3.	Prozessdatenerfassung zur Prozessentwicklung.....	117
6.3.4.	Prüfung der isothermen Temperierung	118
6.3.5.	Prüfung der variothermen Temperierung ohne Heizkeramik	123
6.3.6.	Zwischenfazit zur Ermittlung des Prozessfensters	124

6.4. Übertragung der Erkenntnisse auf einen generativ gefertigten Werkzeugeinsatz (Hybrid III.1).....	125
7. Ergebnisse, Analyse und Auswertung.....	129
7.1. Charakterisierung der Verbundausbildung.....	129
7.1.1. Kategorie 1: Keine Verbundausbildung.....	129
7.1.2. Kategorie 2: Eingeschränkt bewertbare Verbundausbildung.....	132
7.1.3. Kategorie 3: Quantifizier- und reproduzierbare Verbundausbildung....	136
7.2. Bewertung der unterschiedlichen Temperierungen.....	138
7.2.1. Isotherme Temperierung.....	138
7.2.2. Variotherme Temperierung ohne Heizkeramik.....	139
7.3. Vorstellung des konzipierten Werkzeugeinsatz Hybrid III.1.....	140
7.3.1. Fazit Hybrid III.1.....	142
8. Fazit und Ausblick.....	143
9. Abkürzungsverzeichnis.....	144
10. Literaturverzeichnis.....	146
11. Anhang.....	154
11.1. Legierungsauswahl.....	154
11.2. Datenblätter der verwendeten Kunststoffe.....	155
11.3. Datenblatt der verwendeten Al-Legierung.....	160
12. Lebenslauf.....	161
13. Wissenschaftliche Veröffentlichungen.....	163
14. Abstract_de.....	164
15. Abstract_en.....	166

0. Kurzfassung

0.1. Einleitung und Motivation

Die Verarbeitung von Kunststoff im Spritzguss und Aluminium im Druckguss ist in sehr vielen Branchen sowohl in Deutschland als auch weltweit von immenser Bedeutung. Für Hochlohnländer wie Deutschland stellen beide Prozesse und deren innovative Abwandlungen bzw. Sonderverfahren eine Möglichkeit dar, langfristig und nachhaltig lokale Produktionsstandorte trotz wesentlich höherer Personalkosten gegenüber Niedriglohnländern zu sichern.

Druck- und Spritzguss weisen trotz deutlicher Unterschiede hinsichtlich der Verarbeitungstemperaturen der beiden Werkstoffe viele Parallelen und Gemeinsamkeiten auf. So ist der grundlegende Anlagenaufbau ähnlich, beide Prozesse werden mit zunehmender Stückzahl wirtschaftlicher, und sind entsprechend auf Großserien ausgelegt. Auch die gute Automatisierbarkeit gehört zu den wesentlichen Merkmalen beider Verfahren. Aufgrund der Tatsache, dass Hybridbauteile in vielerlei Hinsicht eine immer größere Bedeutung erlangen und gleichzeitig die oftmals damit verbundenen langen Prozessketten mit vielen Zwischen- und Vorbereitungsschritten aufwendig und damit kostspielig sind, liegt es nahe, die beiden Prozesse unmittelbar miteinander innerhalb einer kompakten Fertigungszelle zu verknüpfen. Mit der grundlegenden Entwicklung des Mehrkomponenten-Druckgießens, d.h. der Kombination aus einer Druck- und einer Spritzgießmaschine, soll genau diese noch vorhandene Lücke geschlossen werden.

Derzeit werden Kunststoff-Metall-Hybride oftmals im Spritzgießen unter der Verwendung von umgeformten Blech-Einlegeteilen realisiert. Das Mehrkomponenten-Druckgießen reduziert die Prozesskette dahingehend, dass urformend auf nur einer Produktionsanlage beide Werkstoffe unmittelbar nacheinander verarbeitet werden. Gegenüber dem An- bzw. Umspritzen von Blecheinlegeteilen werden daher die Blecherzeugung, Umformung, Vorbereitung (Reinigung und Entfettung) sowie eine Vielzahl an Transport- und Logistikschritten eingespart, welche personal- und damit auch kostenintensiv sind.

Kern dieser Arbeit ist daher die Verknüpfung einer Anlagentechnik, einhergehend mit der Erarbeitung eines Gießwerkzeuges zur Herstellung von Verbundproben, um Einflussgrößen auf die Verbundausbildung zu identifizieren. Die Erkenntnisse sollen genutzt werden, um damit ein grundlegendes Prozessverständnis für diese neue Technologie zu erarbeiten.

0.2. Erarbeitung eines grundlegenden Prozessverständnisses für die Prozesskombination aus Druck- und Spritzguss

0.2.1. Anforderungen an ein geeignetes Versuchswerkzeug

Zur Realisierung einer Prozesskombination aus Druck- und Spritzguss ist ein speziell auf diese Anforderung zugeschnittenes Versuchswerkzeug erforderlich. Ausgangspunkt für diese Arbeit

ist das in vorherigen Untersuchungen verwendete Versuchswerkzeug „Hybrid II“ (Erlanger-Träger, Zuordnung der Werkzeuge s. Abbildung 0-1). Hiermit konnte bereits die grundsätzliche Realisierbarkeit einer derartigen Prozesskombination gezeigt werden. Hybrid II ist jedoch aufgrund seiner Beschaffenheit nicht dazu geeignet, in großen Temperaturintervallen betrieben zu werden, und verfügt weiterhin über keine Möglichkeit zur variothermen Temperierung. Nicht zuletzt ist im Bereich der Fügezone eine Temperierung, welche geringfügig (10-20 K) unterhalb der Verarbeitungstemperatur des Kunststoffes eingestellt ist, ebenfalls nicht möglich, da ohne Variothermie bei derart hohen Temperaturen keine Entformung der Kunststoffkomponente mehr möglich ist. Weiterhin hat sich gezeigt, dass die Prozessführung mit den Möglichkeiten von Hybrid II noch ausgesprochen instabil ist. Für den Schwerpunkt dieser Arbeit, ein umfangreiches Prozessverständnis zu erlangen, sind jedoch genau diese Aspekte maßgeblich.

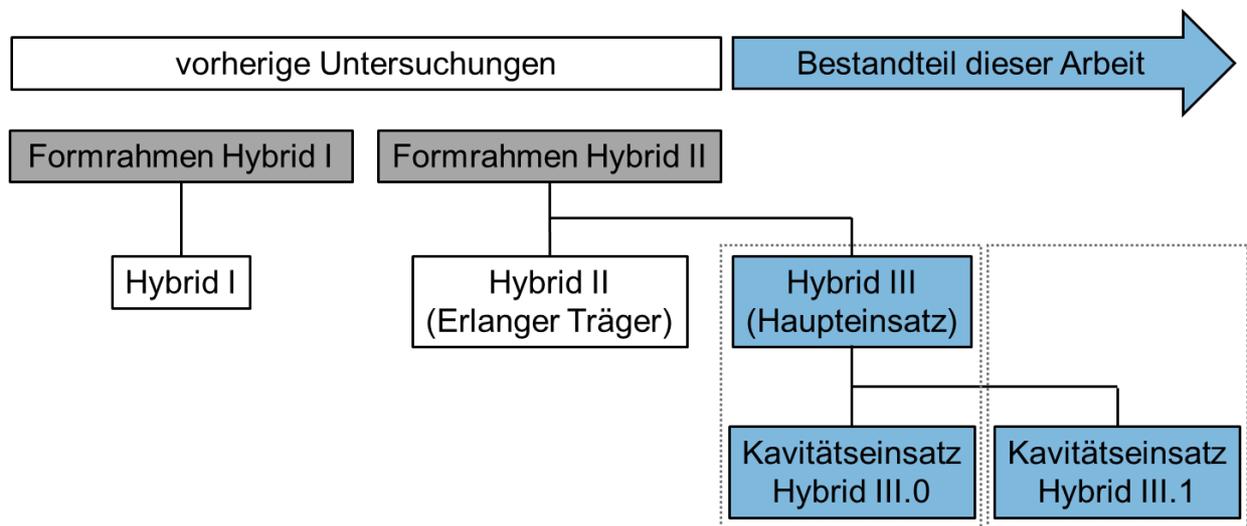


Abbildung 0-1: Nomenklatur und Zuordnung der Werkzeugeinsätze zu den Stammformen

Basierend auf dem Formrahmen von Hybrid II wird gemäß Abbildung 0-1 das Versuchswerkzeug Hybrid III mit zwei verschiedenen Kavitätseinsätzen (Hybrid III.0 und Hybrid III.1) entwickelt. Hierzu werden zunächst geometrische, thermische und prozesstechnische Anforderungen systematisch definiert und eine geeignete Probengeometrie ermittelt und bewertet. Die Erkenntnisse werden anschließend auf ein Werkzeugkonzept übertragen. Das Werkzeugkonzept basiert auf der Grundüberlegung eines modularen hierarchischen Werkzeugaufbaus, so dass zukünftige Anpassungen aufgrund neuer Erkenntnisse ohne eine vollständige Neuauslegung des Werkzeuges möglich sind. Das Werkzeug ist so gestaltet, dass die formgebende Kavität mitsamt der kavitätsnahen Temperierung möglichst klein gehalten wird, sodass auch generativ gefertigte Kavitätseinsätze (z.B. Hybrid III.1) mit überschaubarem Materialeinsatz und Fertigungsaufwand hergestellt werden können. Das Versuchswerkzeug Hybrid III mit dem Kavitätseinsatz Hybrid III.0 wird anschließend für praktische Versuche eingesetzt, während Hybrid III.1

bis zur Simulation der Wirksamkeit und der additiven Fertigung des Formeinsatzes umgesetzt wird.

0.2.2. Versuchsplanung und -durchführung

Vorbereitend für die eigentliche Versuchsdurchführung werden die unterschiedlichen Prozessabläufe vorgestellt. Ausgehend von dem Basis-Prozessablauf mittels isothermer Prozessführung werden zwei zu untersuchende Varianten mittels variothermer Prozessführung eingeführt. Bei der variothermen Prozessführung kommt je nach Variante eine Heizkeramik bzw. variothermes Temperiergerät (Wärmeträgermedium: Öl) zum Einsatz.

Vor der eigentlichen Versuchsdurchführung werden zunächst umfangreiche Vorversuche durchgeführt, in denen das Werkzeug und die Anlagentechnik geprüft werden. Hierbei werden insbesondere die folgenden Aspekte betrachtet:

- Dichtigkeit des Temperiersystems
- Schiebergängigkeit in Abhängigkeit der Werkzeug- und Schiebertemperatur
- erreichbare Formwandtemperaturen in Abhängigkeit der Vorlauftemperatur
- Temperaturen von Gießkammer und Kolbenträgerstange
- Funktionsfähigkeit der Heizkeramik

Bereits in diesem Zusammenhang zeigt sich, dass der Einsatz einer Heizkeramik im Druckguss anders als im Spritzguss nicht ohne weiteres möglich ist, da einerseits aufgrund der höheren Werkzeuggrundtemperaturen etablierte Dichtungsmaterialien nicht eingesetzt werden können und gleichzeitig durch den im Druckguss üblichen Sprühprozess Feuchtigkeit an die Heizkeramiken gelangt. Folglich ist eine störungsfreie Inbetriebnahme der Heizkeramik nicht möglich.

Aufgrund der genannten Problematik können die eigentlichen Untersuchungen nur ohne Heizkeramik durchgeführt werden. Es werden sowohl mit isothermer als auch mit variothermer Prozessführung umfangreiche Versuche durchgeführt und Proben für die Analyse und Charakterisierung der Verbundeigenschaften erzeugt.

0.3. Ergebnisse

Mittels isothermer Prozessführung und dem Kavitätseinsatz Hybrid III.0 können erstmalig im Mehrkomponenten-Druckgießen reproduzierbar Proben hergestellt werden, welche bei der mechanischen Prüfung eine mittlere Scherzugfestigkeit von 3,9 MPa einhergehend mit einer sehr geringen Standardabweichung (0,24 MPa) und daher einer sehr guten Wiederholgenauigkeit aufweisen. Hinsichtlich der Variothermie erweist sich der Einsatz einer Heizkeramik unter Druckgussbedingungen aufgrund des Feuchtigkeitseintrages als gänzlich ungeeignet. Gleichzei-

tig ist eine rein fluidbasierte Variothermie mit dem Kavitätseinsatz Hybrid III.0 erwartungsgemäß nicht zielführend. Dies ist einerseits auf die zu erwartende Trägheit zurückzuführen, welche sich aus der großen zu temperierenden Masse in Folge des Abstandes der Temperierkanäle zur Kavität ergibt. In diesem Zusammenhang sei erwähnt, dass der Kavitätseinsatz Hybrid III.0 ursprünglich für den Einsatz mit Heizkeramik konzipiert wurde.

Die maximale und mittels Isothermie realisierbare Werkzeugtemperatur im Bereich der Fügezone (metallseitig ca. 205°C, kunststoffseitig ca. 150°C) liegt deutlich unter der Verarbeitungstemperatur des verwendeten Kunststoffes. Der limitierende Faktor hin zu höheren Temperaturen ist jedoch nach wie vor die fehlende Entformbarkeit des Kunststoffes bei höheren Temperaturen, wobei das grundlegende Dilemma (hohe Fügetemperaturen und gleichzeitig geringe Entformungstemperaturen) bei isothermer Prozessführung nicht gelöst werden kann.

Die im Rahmen der praktischen Versuche ermittelten Ergebnisse werden für die Konzipierung und Auslegung eines weiteren Kavitätseinsatzes (Hybrid III.1) genutzt. Hybrid III.1 ist für eine rein variotherme Prozessführung ausgelegt, bei dem die geringe dynamisch zu temperierende Masse durch eine sehr kavitätsnahe Anordnung der Temperierung realisiert wird. Bei dem Kavitätseinsatz können Restriktionen der konventionellen Werkzeugfertigung umgangen werden, da der Einsatz für die additive Fertigung ausgelegt wird.

0.4. Zusammenfassung und Ausblick

Abschließend kann festgehalten werden, dass eine reproduzierbare Herstellung von normiert prüfbareren Hybridbauteilen mit Hybrid III möglich ist. Gleichwohl bleibt festzuhalten, dass hinsichtlich der Höhe der erreichbaren Festigkeiten noch deutliches Steigerungspotential besteht.

Grundsätzlich bleibt daher die anfängliche Hypothese erhalten, dass die Verbundfestigkeit durch Erhöhung der Werkzeugtemperatur während des Fügeprozesses gesteigert werden kann. Dies setzt jedoch eine prozesssichere, variotherme Prozessführung voraus, sodass bei höheren Fügetemperaturen trotzdem eine ausreichend geringe Entformungstemperatur gewährleistet werden kann. Der Kavitätseinsatz Hybrid III.1 vereint die gesammelten Erkenntnisse in einem Werkzeugeinsatz, bei dem hohe Fügetemperaturen ohne elektrische Heizkomponenten im Werkzeug realisiert werden können, gleichzeitig aber durch einen sehr kavitätsnahen und zyklisch anzusteuern den „kalten“ Temperierkanal die Prozesswärme kurzfristig für die Entformung abgeführt werden kann. Die Simulationen mit Hybrid III.1 geben Anlass zur Vermutung, dass über diesen additiv gefertigten Einsatz genau diese Dynamik erzielt werden kann und somit höhere Verbundfestigkeiten prozesssicher realisiert werden können.

1. Einleitung und Motivation

Die Verarbeitung von Kunststoff im Spritzguss und Aluminium im Druckguss ist in sehr vielen Branchen sowohl in Deutschland als auch weltweit von immenser Bedeutung. Mengenmäßig ist der Spritzguss nach der Extrusion das bedeutendste Verfahren zu Verarbeitung von Kunststoffen [1]. Bei der Aluminiumverarbeitung nimmt der Druckguss sogar die Vorreiterrolle ein [2]. Für Hochlohnländer wie Deutschland stellen beide Prozesse und deren innovative Abwandlungen bzw. Sonderverfahren eine Möglichkeit dar, langfristig und nachhaltig lokale Produktionsstandorte trotz wesentlich höherer Personalkosten zu sichern.

Druck- und Spritzguss weisen trotz deutlicher Unterschiede hinsichtlich der Verarbeitungstemperaturen der beiden Werkstoffe viele Parallelen und Gemeinsamkeiten auf. So ist der grundlegende Anlagenaufbau ähnlich, beide Prozesse werden mit zunehmender Stückzahl wirtschaftlicher, und sind entsprechend auf Großserien ausgelegt. Auch die gute Automatisierbarkeit gehört zu den wesentlichen Merkmalen beider Verfahren. Aufgrund der Tatsache, dass Hybride in jeglicher Hinsicht eine immer größere Bedeutung erlangen und gleichzeitig die oftmals damit verbundenen langen Prozessketten mit vielen Zwischen- und Vorbereitungsschritten aufwendig und damit kostspielig sind, liegt es nahe, die beiden Prozesse unmittelbar miteinander innerhalb einer kompakten Fertigungszelle zu verknüpfen. Mit der grundlegenden Entwicklung des Mehrkomponenten-Druckgießens, daher der Kombination aus einer Druck- und einer Spritzgießmaschine, soll genau diese noch vorhandene Lücke geschlossen werden.

Ein Vorteil dieser Prozesskombination ist die erhebliche Verschlinkung bislang noch sehr umfangreicher Prozessketten zur Herstellung von Kunststoff-Metall-Hybriden. Derzeit werden Kunststoff-Metall-Hybride oftmals im Spritzgießen unter der Verwendung von umgeformten Blech-Einlegeteilen realisiert. Das Mehrkomponenten-Druckgießen reduziert die Prozesskette dahingehend, dass urformend auf nur einer Produktionsanlage beide Werkstoffe unmittelbar nacheinander verarbeitet werden. Gegenüber dem An- bzw. Umspritzen von Blecheinlegeteilen, werden daher die Blecherzeugung, Umformung, Vorbereitung (Reinigung und Entfettung) sowie eine Vielzahl an Transport- und Logistikschritten eingespart, welche personal- und damit auch kostenintensiv sind.

Kern dieser Arbeit ist daher die Verknüpfung einer Anlagentechnik, einhergehend mit der Auslegung eines Gießwerkzeuges zur Herstellung von Proben, um Einflussgrößen auf die Verbundausbildung zu identifizieren und ein grundlegendes Prozessverständnis für diese neue Technologie zu erarbeiten. In diesem Zusammenhang wird auch die Möglichkeit betrachtet, wie zukünftig in der Maschinensteuerung verfügbare Prozess- und Anlagendaten für die Prozessentwicklung derartig komplexer Prozesse genutzt werden können. Hierfür wird analysiert, welcher Mehrwert für die Prozessentwicklung durch die automatisierte Aufzeichnung von Prozessdaten beim Mehrkomponenten-Druckgießen generiert werden kann.

2. Zielsetzung und Vorgehen

Die übergeordneten Zielsetzungen dieser Arbeit sind die grundlegende Entwicklung eines kombinierten Druck- und Spritzgießprozesses (im Folgenden Mehrkomponenten-Druckgießen genannt) sowie die Erarbeitung eines umfassenden Prozessverständnisses. Hierbei liegt der Fokus in dem Aufbau eines Verständnisses der erforderlichen thermischen Bedingungen innerhalb der Fügezone zwischen Aluminium- und Kunststoffkomponente, um einen reproduzierbaren und belastbaren Verbund zu ermöglichen. Das Vorgehen im Rahmen dieser Arbeit kann anhand von Abbildung 2-1 verfolgt werden und wird in vier Hauptarbeitspakete unterteilt, darauf folgen Fazit und Ausblick.

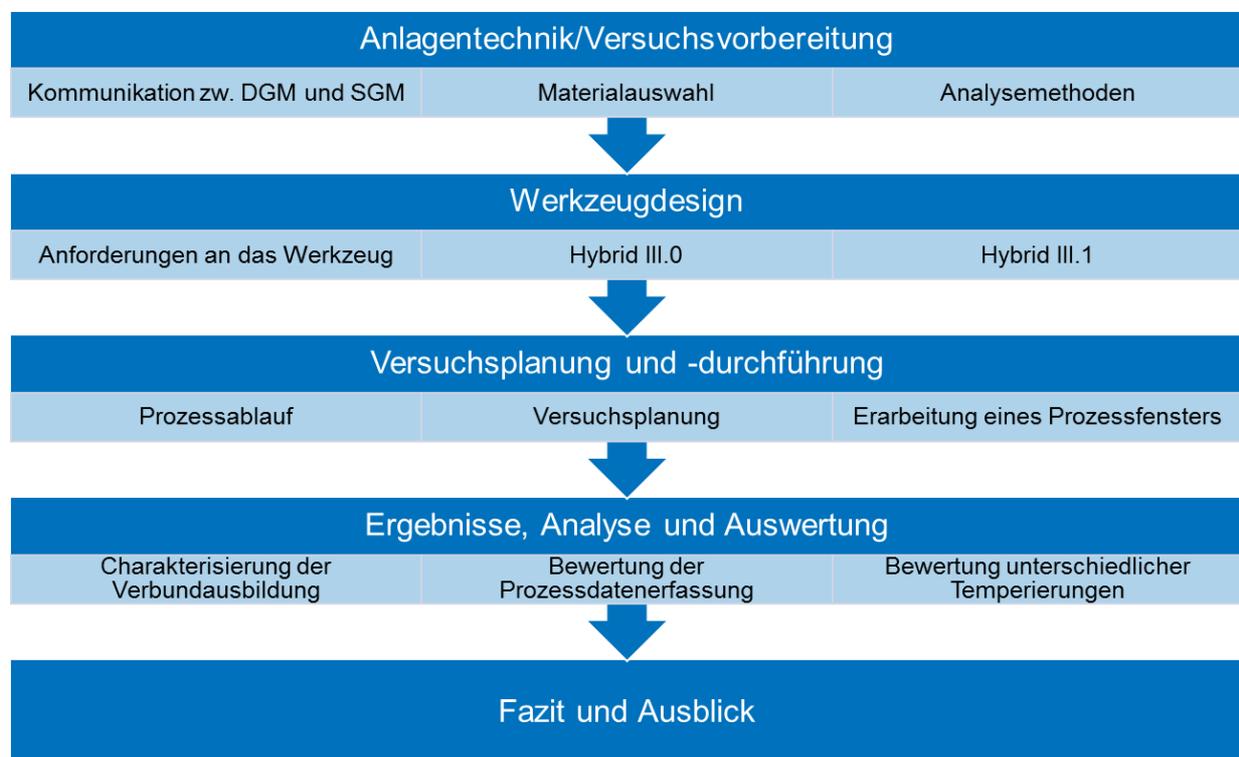


Abbildung 2-1: Flussdiagramm zur Aufgabenstellung

Anlagentechnik/Versuchsvorbereitung

Das Mehrkomponenten-Druckgießen erfordert die Kombination einer Druckgießmaschine (DGM) mit einer Spritzgießmaschine (SGM) und damit einhergehend eine umfassende Verknüpfung beider Prozesse. Die für vorherige (nicht veröffentlichte) Untersuchungen genutzte Anlagentechnik, bestehend aus einer DGM vom Typ H-630 SC der Bühler AG, Uzwil, Schweiz, erweitert um ein Spritzgießaggregat der Firma Maico Presse S.p.A., Borgosatollo, Italien, wird für die Untersuchungen im Rahmen dieser Arbeit durch eine neue Fertigungszelle, bestehend aus einer DGM vom Typ DAK 450-40, Oskar Frech GmbH + Co. KG, Schorndorf, erweitert um ein Spritzgießaggregat vom Typ Allrounder 570 S 2000-800, ARBURG GmbH + Co KG, Loßburg,

ersetzt. Die neue Anlagentechnik ermöglicht eine weitaus umfangreichere und zielgerichtetere Verknüpfung der jeweiligen Anlagensteuerungen. Für das Mehrkomponenten-Druckgießen gibt es bislang keine vergleichbaren Maschinenkombinationen. Die Herstellung der Kommunikation zwischen DGM und SGM sowie die Verknüpfung der Notausverkettung gehören gleichermaßen zum ersten Arbeitspaket wie die versuchsvorbereitende Auswahl geeigneter Gusswerkstoffe (Kunststoff- und Metallkomponente) und die Vorauswahl der Analysemethoden.

Werkzeugdesign

Die gesammelten Erkenntnisse aus der Versuchsvorbereitung hinsichtlich relevanter Verknüpfungen zwischen DGM und SGM sowie in Bezug auf den Hybrid-Prozess prägen die Werkzeuggestaltung maßgeblich. Hierbei gilt es zunächst, die Anforderungen an das Werkzeug (thermisch, geometrisch und prozesstechnisch) zu definieren und diese konstruktiv umzusetzen. Das neu entstehende Werkzeug „Hybrid III“ basiert auf dem veränderten Formrahmen des Vorgängerwerkzeuges Hybrid II, kombiniert mit dem Haupteinsatz von Hybrid III (Nomenklatur und Zuordnung der Werkzeugeinsätze zu den Stammformen: s. Abbildung 5-2). Dieser Haupteinsatz kann alternativ zu dem konventionell gefertigten Kavitätseinsatz Hybrid III.0 auch mit einem additiv gefertigten Kavitätseinsatz Hybrid III.1 betrieben werden.

Versuchsplanung und Durchführung

Im Anschluss an das Werkzeugdesign erfolgen die finale Festlegung des Prozessablaufes und die Erarbeitung eines Prozessfensters. Dieser Schritt dient dazu, das Prozessverständnis zu schärfen und ein Verständnis für die Möglichkeiten und Grenzen bei der Prozessführung zu erhalten. Der Fokus liegt hierbei auf der Temperaturführung im Werkzeug, da sowohl Druck- und Spritzguss als auch der damit verbundene Fügeprozess mitunter stark gegenläufige Anforderungen an die Temperierung stellen.

Ergebnisse, Analyse und Auswertung

In diesem Arbeitspaket werden die Erkenntnisse aus den Versuchen vorgestellt. Dies ist einerseits die Charakterisierung der Verbundausbildung, nicht zuletzt aber auch eine umfangreiche Bewertung der Prozessdatenerfassung, da das Mehrkomponenten-Druckgießen aufgrund seiner Vielzahl an Variablen einen sehr komplexen Prozess darstellt. Hierbei sollen Lösungsansätze zur systematischen Nutzung der von der Sensorik der Gießmaschine ermittelten Prozessdaten diskutiert werden. Abschließend werden die Erkenntnisse aus der Versuchsdurchführung mit denen der Charakterisierung zusammengetragen, sodass darauf basierend eine Bewertung der unterschiedlichen Temperierungen (isotherm, variotherm mit Heizkeramik und variotherm ohne Heizkeramik) erfolgen kann.

Das in Abbildung 2-1 gezeigte Flussdiagramm zur Aufgabenstellung verdeutlicht diese Vorgehensweise und wird nach der Einführung in „Grundlagen und Stand der Technik“ (Kapitel 3) durch den weiteren Verlauf dieser Arbeit führen.

3. Grundlagen und Stand der Technik

In diesem Kapitel werden die Grundlagen und der Stand der Technik, welche in Bezug auf diese Arbeit relevant sind, herausgearbeitet. Hierbei werden zunächst Hybride adressiert, bevor die Einzelprozesse (Druck- und Spritzguss) und die für die Prozessentwicklung erforderlichen Tools und Fertigungsverfahren vorgestellt werden, sowie auf die theoretischen Grundlagen hinsichtlich Haftmechanismen, Adhäsion und Verbundausbildung eingegangen wird. Nicht zuletzt werden neben der konventionellen Werkzeugtemperierung auch variotherme Prozessführungen thematisiert, wie sie im Spritzguss sehr verbreitet sind. Abschließen wird dieses Kapitel mit einer ausführlichen Zusammenfassung der Erkenntnisse aus früheren Untersuchungen (bis einschließlich Q1/2015) zum Mehrkomponenten-Druckgießen (engl. **Multicomponent High Pressure Die Casting (M-HPDC)**), jeweils gefolgt von einem Zwischenfazit, in dem die Erkenntnisse bewertet und Fragestellungen abgeleitet werden.

3.1. Hybride Metall-Kunststoff-Verbunde

Unter Hybriden werden Bauteile verstanden, welche aus mindestens zwei verschiedenen Materialien bestehen oder durch mindestens zwei unterschiedliche Technologien erzeugt wurden. Hierbei ist es zunächst unerheblich, ob diese der gleichen Werkstoffgruppe angehören oder gänzlich unterschiedlich sind. Der Fokus dieser Arbeit wird auf den Metall-Kunststoff-Verbunden liegen. Die Kernidee aller Hybride liegt in der Kombination unterschiedlicher Komponenten, um ein Gesamtbauteil zu ermöglichen, welches über Eigenschaften verfügt, die durch eine Komponente alleine nicht erzielt werden können. [3, 4]

Treibende Faktoren bei der Entwicklung von Metall-Kunststoff-Verbunden sind die Aspekte Gewichts- und Materialreduktion, Funktionsintegration sowie die Verkürzung von Prozess- und Fertigungsketten mit dem Ziel, die Fertigungskosten zu senken [5]. Der Automobilsektor zeigt einen hohen Bedarf an Technologien, welche den soeben genannten Aspekten gerecht werden. Durch stetig zunehmende Vorgaben, beispielsweise hinsichtlich sicherheitsrelevanter Ausstattungen sowie dem steigenden Verlangen nach komfortsteigernder Ausstattung, werden Fahrzeuge zunehmend schwerer. Daraus ergibt sich die Notwendigkeit, kontinuierlich anforderungsgerechten Leichtbau anzuwenden, um diesen Trend zumindest in Teilen zu kompensieren. In diesem Zusammenhang ist es naheliegend, schwere Werkstoffe durch leichtere zu ersetzen. Dies ist jedoch oftmals mangels ausreichender Festig- oder Verarbeitbarkeit nicht ohne weiteres möglich, sodass der hybride Leichtbau weiterentwickelt werden muss. So können gezielt die Vorteile der jeweiligen Werkstoffe genutzt und leichtere Hybrid-Werkstoffe für Anwendungen qualifiziert werden, in denen ein reiner Materialwechsel zunächst nicht möglich erscheint [6]. Nicht zuletzt durch die Elektromobilität und die damit einhergehenden hohen

Batteriegewichte sind großserientaugliche Fertigungsprozesse erforderlich, welche zur Herstellung von gewichtsoptimierten Hybridbauteilen herangezogen werden können.

3.1.1. Fügeverfahren für Metall-Kunststoff-Verbunde

Fügeverfahren werden hinsichtlich unterschiedlicher Klassifikationen unterteilt. Eine Möglichkeit stellt die Einteilung anhand der Verfahrensschritte dar. Hierbei wird zwischen dem Fügeprozess im Werkzeug (IMA – engl.: **In-Mold-Assembly**) und einem nachgeschalteten Fügeprozess (PMA – engl.: **Post-Mold-Assembly**) unterschieden. Abbildung 3-1 verdeutlicht die Zuordnung etablierter Fügeprozesse zu den beiden genannten Kategorien, ohne hierbei den Anspruch auf Vollständigkeit zu erheben.

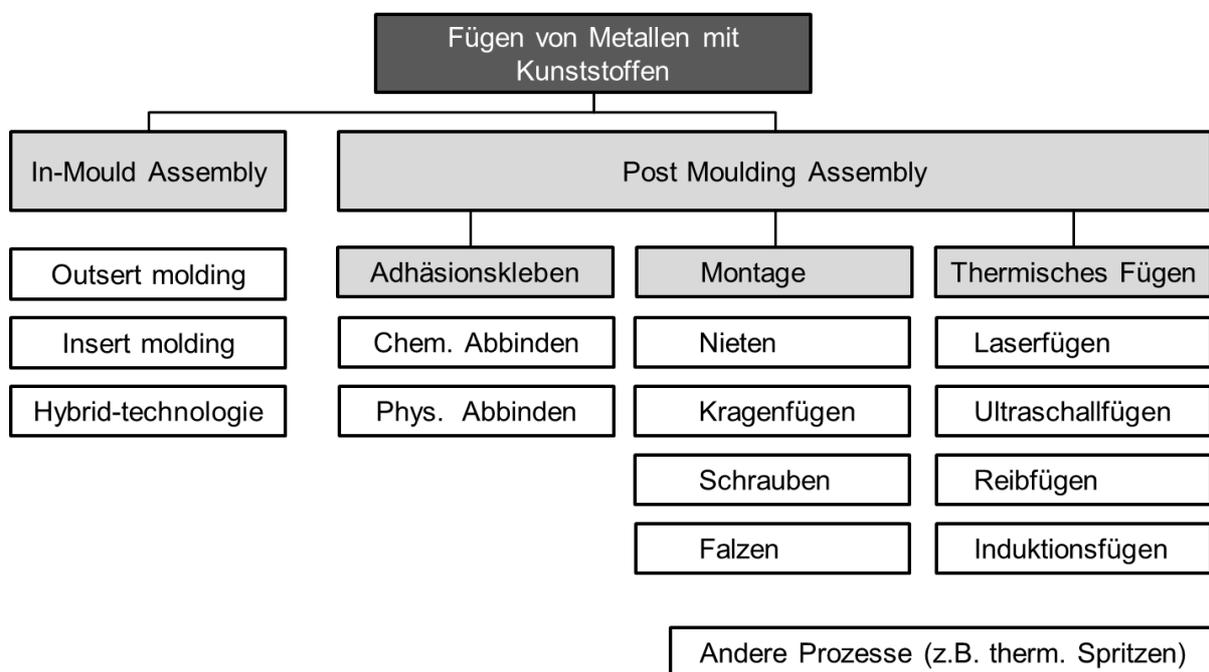


Abbildung 3-1: Unterleitung der Fügeverfahren für Hybridbauteile [7]

In Mold Assembly (IMA)

Unter IMA-Verfahren werden Prozesse verstanden, bei denen der urformende Prozess beider oder mindestens der zweiten Komponente zeitgleich der Fügeprozess ist. Zu den verbreitetsten Verfahren zählen das Outsert- bzw. Insert-Molding sowie die Hybrid-Technologie, welche im Folgenden kurz vorgestellt werden.

Outsert-Molding:

Unter dem Outsert-Molding wird die Integration von Kunststoff-Funktionselementen in einer Trägerplatte aus einem metallischen Werkstoff verstanden. Dies können beispielsweise Schraubhülsen, Lagerstellen, Biegefedern oder Schnapphaken sein. Der Vorteil dieser Technologie liegt darin, dass viele unterschiedliche Funktionselemente in einem Schritt eingebracht

werden können, sodass eine Kostenreduktion von bis zu 75 % möglich ist [8]. Durch den gezielten Einsatz von Kunststoffen sind auch drehbewegliche Funktionselemente möglich.

Die Verbindung zwischen Funktionselement und Trägerplatte basiert aufgrund der geometrischen Beschaffenheit sowie der Schwindung des Kunststoffes bei der Abkühlung sowohl auf Form- als auch auf Kraftschluss [9]. Die Schwindung stellt jedoch gleichzeitig eine Herausforderung dar, da hierdurch Verzug, Deformation, Abscheren und Abreißen der Funktionselemente initiiert werden können. Da die Metallteile üblicherweise durch Stanzen hergestellt werden, kann durch den Stanzgrat eine Kerbwirkung entstehen, welche in Kombination mit der Volumenschwindung verstärkt wird. Weiterhin bestehen sehr hohe Anforderungen an die Planität der Platinen, da ein Richten im Spritzgießwerkzeug nicht möglich ist [10]. Zuletzt ist ein Vorwärmen der Platinen zur Verbesserung der Haftung sinnvoll [1, 11].

Insert-Molding:

Das Insert-Molding wurde bereits in den 70er Jahren aufgrund der mechanischen Grenzen der Verschraubbarkeit von Kunststoffgehäusen entwickelt [1]. Im Gegensatz zum Outsert-Molding, stellt beim Insert-Molding die metallische Komponente das Funktionselement dar und der Kunststoff die „Trägerplatte“. Aufgrund der hohen Gestaltungsfreiheit der Kunststoffe ist die „Trägerplatte“ nicht auf eine einfache Geometrie beschränkt, sondern bietet auch die Möglichkeit, komplexe mehrdimensionale Geometrien abzubilden. Die metallischen Funktionselemente werden in ein Spritzgießwerkzeug eingesetzt und mit Kunststoff umspritzt, sodass beispielsweise durch den Einsatz von Gewindebuchsen eine gleichmäßigere und bessere Krafteinleitung in das Kunststoffbauteil erfolgen kann.

Der Fügemechanismus basiert auf Formschluss und wird realisiert, indem Rändelungen, Einstiche, Hinterschneidungen, Einkerbungen, Durchbrüche, Vertiefungen etc. bei dem metallischen Einsatz vorgesehen werden [12]. Auch hier ist eine präzise Fertigung der Inserts erforderlich, da diese in der Regel dichtend im Werkzeug platziert werden müssen bzw. eine exakt definierte Position haben sollen [1, 13, 14]. Gleichzeitig ist ein bündiges Anliegen unter Druck in der Trennebene erforderlich um Eindringen von Kunststoff, beispielsweise in die Gewindegänge, zu verhindern. Gleichermaßen wie bei der Outsert-Technik ist die Gestaltungsfreiheit eingeschränkt, da auch hier die Einleger in das Werkzeug eingebracht werden müssen und eine sichere Entformung nach dem Spritzgießprozess gewährleistet sein muss [15].

Bei auf Einlegeteilen basierenden Verfahrensvarianten sind vorbereitende Maßnahmen erforderlich. Hierzu zählen die Reinigung der Einleger (Entfernung von Verunreinigungen und Verarbeitungsrückständen) sowie ggf. die Erwärmung oder das Primern zur Verbesserung des Haftverbundes [1]. Typische Anwendungen sind Gewindeinserts, Muttern, elektrische Kontakte sowie Griffe von Schlüsseln, Schraubendrehern, Scheren, Messern etc. Darüber hinaus ist es auch möglich RFID-Chips durch Spritzgießen zu integrieren [16].

Hybrid-Technologie:

Hybrid-Technologie wird als Oberbegriff verstanden, der verschiedene Verfahren zusammenfasst. Nach Michaeli et al. (2009) [17] wird hierbei die „Herstellung eines Verbundkörpers aus thermoplastischen [sic] Kunststoff und einem profilmförmigen Metallteil mit einem im Spritzgießen erzeugten Formschluss zwischen den beiden Komponenten“ verstanden, sodass die Hybrid-Technologie dem Outsert-Molding sehr ähnlich ist [1].

Bei der Hybrid-Technologie können beispielsweise auch Blechumformteile ohne extrem hohe Anforderungen an den Einleger verarbeitet werden, welche durch das Schließen des Werkzeuges auf Finalmaß gebracht werden. Anschließend werden diese mit Kunststoff angespritzt, und es wird eine makroskopische Verklammerung in Stanzöffnungen des Blechteils erzeugt, wobei das Bauteil durch den Kunststoff versteift wird [9, 10]. Dies findet nach Flock [7] bereits mit über 70 Mio. Front-Ends in 70 verschiedenen Fahrzeugen Anwendung. Neuere Entwicklungen zielen auf Verwendung eines Stoffschlusses durch Anwendung eines Haftvermittlers ab [18]. Ein weiteres Verfahren der Hybrid-Technologie ist das Hinterspritzen einer dekorativen Metallfolie, welche erst durch den Einspritzvorgang des Kunststoffes auf das Endmaß umgeformt wird. [19-21]

Mehrkomponenten-Druckgießen (M-HPDC: engl. für **M**ulticomponent **H**igh **P**ressure **D**ie **C**asting):

Das Mehrkomponenten-Druckgießen stellt eine weitere Möglichkeit zur Herstellung von Kunststoff-Metall-Hybriden dar. Da dieses Verfahren jedoch von grundlegender Bedeutung für diese Arbeit ist, wird es in Kapitel 3.2.1 gesondert eingeführt.

Post-Mold-Assembly (PMA)

Wie aus der Bezeichnung „Post-Mold-Assembly“ bereits abzuleiten ist, werden hierunter alle Prozesse verstanden, bei denen der Fügeprozess im Anschluss an die Herstellung der Fügepartner erfolgt. Hierbei ist es unerheblich, mit welchem Verfahren die beiden Fügepartner im Vorfeld hergestellt wurden. Entscheidend für die Einordnung ist, dass der Fügeprozess nicht mit dem Urformen einer der beiden Fügepartner einhergeht (vgl. IMA). PMA-Prozesse können hierbei sehr unterschiedlich sein. Sowohl mechanische Verfahren (Schrauben, Bördeln, Falzen, Krangefügen, Schnappverbinden, etc.), Klebverbindungen, thermische Fügeprozesse (Laserstrahlfügen, Infrarotfügen, Induktionsfügen, Ultraschallschweißen, Reibnieten, etc.) als auch weitere Prozesse, die sich nach Abbildung 3-1 nicht eindeutig zuordnen lassen, fallen unter diese Kategorie [7]. Entsprechend ergibt sich durch PMA-Prozesse der Bedarf an weiteren Bearbeitungsstationen, was dem Bestreben einer schlankeren Fertigung widerspricht [22].

Kombination unterschiedlicher Fügeverfahren:

Die unterschiedlichen Techniken kommen nicht nur unabhängig voneinander zum Einsatz. Kombinationen von Klebtechniken mit mechanischen Fügeverfahren sind ebenfalls möglich. Hierbei werden die Taktzeiten für die Aushärtung des Klebstoffes verkürzt und gleichzeitig Spannungsspitzen durch mechanische Fügepartner reduziert, da die Kraftübertragung nach Aushärtung des Klebstoffes vorrangig auch durch diesen erfolgt. Nachteilig sind jedoch die damit verbundenen Mehrkosten durch den zusätzlichen Prozessschritt. [23-25]

Thermisches Fügen:

Für die Verbindung metallischer Fügepartner sind Schweißverbindungen sehr verbreitet. Bei artfremden Kombinationen (Metall-Kunststoff) sind Schweißverbindungen unter anderem aufgrund der großen Differenz bei den Schmelzpunkten nicht einsetzbar, können aber in adaptierter Form genutzt werden. Zu den thermischen Fügeverfahren zählen zum Beispiel das Induktionsfügen, bei dem die Oberfläche der Metallkomponente auf eine Temperatur oberhalb des Schmelzpunktes der Kunststoffkomponente erhitzt und anschließend unter Druck mit der Kunststoffkomponente gefügt wird. Hierbei kommen auch Oberflächenvorbehandlungen (z.B. Laserstrukturierung) zum Einsatz, mit denen die Oberfläche aufgeraut wird, sodass eine mechanische Verklammerung des Kunststoffes beim Fügevorgang ermöglicht wird [7, 15]. In den Untersuchungen von Flock [7] wurde unter anderem das Wärmeleitungsfügen bei der Werkstoffkombination einer Aluminium-Knetlegierung (AlMg4,5Mn0,7) mit einem glasfaserverstärkten Polyamid (PA6.6GF30) bei Füge Temperaturen von 240-280°C untersucht und hierbei bei der maximalen Füge Temperatur von 280°C die besten Ergebnisse erzielt.

Weitere Verfahren

Um den Rahmen dieser Arbeit nicht zu überziehen, sei zu Details der übrigen genannten Verfahren nach Abbildung 3-1 auf weiterführende Literatur verwiesen [11, 15, 26-58].

3.2. Druck- und Spritzguss

In DIN 8580 werden Fertigungsverfahren in unterschiedliche Hauptgruppen eingeteilt (vgl. Abbildung 3-2). Sowohl Druck- als auch Spritzguss sind hierbei in der Hauptgruppe 1 „Urformen“ einzuordnen. In Gruppe 1.1 werden die Verfahren zum „Urformen aus dem flüssigen Zustand“ und in Gruppe 1.2 zum „Urformen aus dem plastischen Zustand“ zusammengefasst.

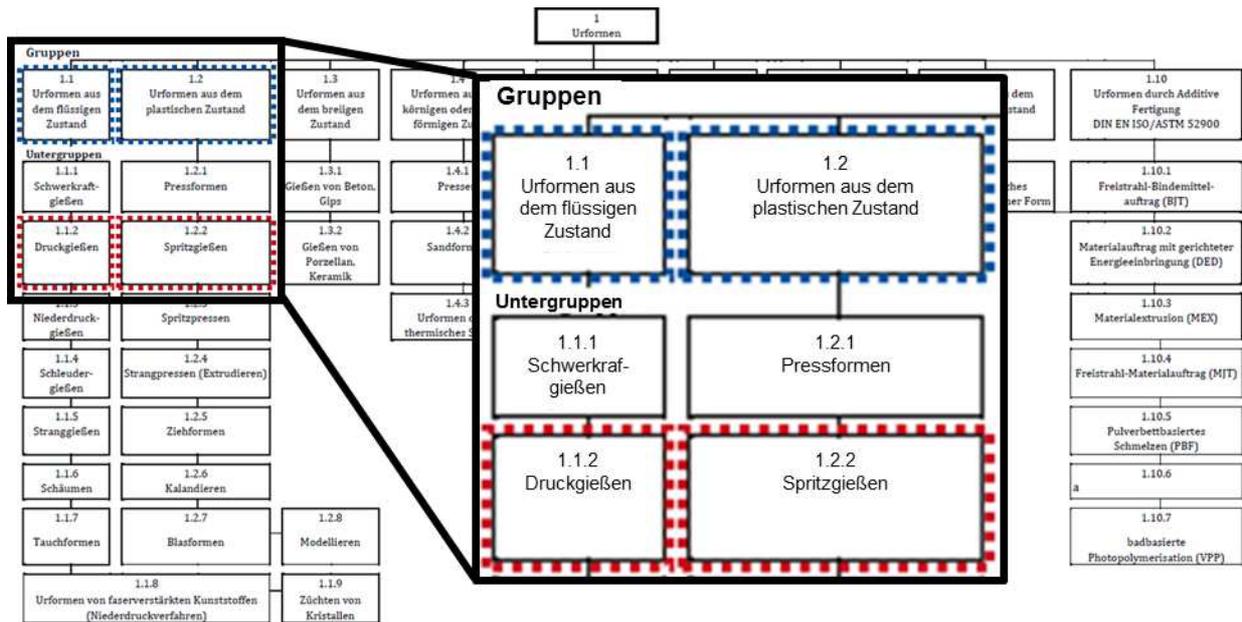


Abbildung 3-2: Übersicht über die Einteilung der Hauptgruppe 1 nach DIN 8580 (Abbildung verändert nach [59])

Ein Unterscheidungskriterium beim Formguss metallischer Werkstoffe ist die Beschaffenheit der Gießform. Hierbei wird zwischen verlorenen Formen und Dauerformen unterschieden. Verlorene Formen kommen hierbei oftmals bei Kleinserien und Bauteilen zum Einsatz, deren Geometrie nicht in Dauerformen abgebildet werden kann, bzw. bei Gusswerkstoffen, welche nicht in Dauerformen vergossen werden können. Verlorene Formen werden bei der Entformung des Gussstücks zerstört [60]. Es gibt jedoch auch viele Großserienanwendungen, bei denen verlorene Formen zum Einsatz kommen. Dauerformen, welche sowohl im Druck- als auch im Spritzguss zum Einsatz kommen, können hingegen mehrfach verwendet werden. Im Druckguss sind beispielsweise Werkzeugstandzeiten im oberen fünfstelligen/unteren sechsstelligen Bereich nicht unüblich. Die Angaben unterscheiden sich jedoch sehr deutlich und sind nicht unwesentlich von dem verwendeten Werkzeugstahl, dem vergossenen Werkstoff, der Wartung etc. abhängig [61]. Aufgrund der hohen Kosten, welche mit der Herstellung von Dauerformen verbunden sind, finden Druck- und Spritzgießprozesse in Großserien Anwendung. Inzwischen gibt es im Kunststoffspritzguss die Möglichkeit, Einsätze für Spritzgießformen im 3D-Druck (Kunststoff) herzustellen, welche anschließend in dazu passenden Stammwerkzeugen eingesetzt und abgemustert werden. So können Bauteile mit nahezu identischen Eigenschaften wie bei Serienbauteilen kostengünstig auch in kleinen Losgrößen hergestellt werden. Je nach Bauteil und Werkstoff sind bis ca. 1000 Teile möglich.

Druck- und Spritzguss weisen, trotz der sehr unterschiedlichen Werkstoffe, viele Parallelen hinsichtlich der Prozess- und Anlagentechnik auf. In den folgenden Unterkapiteln soll auf Parallelen und Unterschiede eingegangen werden. Zunächst werden die Prozessabläufe Aluminium-

Druckguss und Kunststoff-Spritzguss gegenübergestellt und auf die Anlagen- und Werkzeugtechnik im Spritzguss eingegangen. Anschließend wird auf das Mehrkomponentenspritzgießen sowie Spritzgießsonderverfahren im Allgemeinen eingegangen. In Unterkapitel 3.2.5 folgen einige Beispiele von Mehrkomponentenanwendungen (Metall-Metall/Metall-Kunststoff) welche auf dem Druckgießprozess basieren.

3.2.1. Prozessablauf Aluminium-Druckguss vs. Kunststoff-Spritzguss

Zwischen den Prozessabläufen von Druck- und Spritzguss gibt es viele Parallelen. An dieser Stelle sollen jedoch die prozesstechnischen Unterschiede herausgearbeitet werden, um ein besseres Verständnis der potentiellen Herausforderungen bei der Zusammenführung von Druck- und Spritzguss hin zum Mehrkomponenten-Druckgießen zu erlangen.

In Abbildung 3-3 werden die Prozessabläufe vom Al-Druckguss und Kunststoffspritzguss gegenübergestellt und im Folgenden erläutert. Der dargestellte Spritzgießzyklus stellt die Prozessfolge beim Thermoplastspritzgießen mit verschließbarer Düse dar.

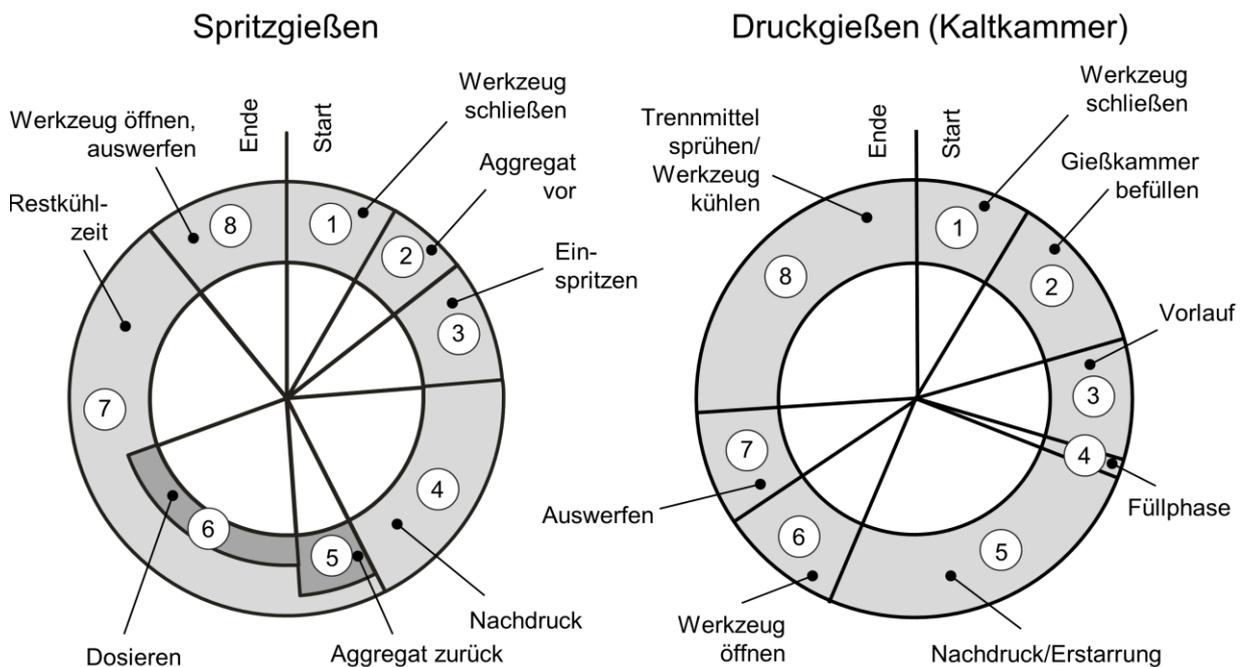


Abbildung 3-3: Gegenüberstellung der Prozessabläufe zw. Kunststoff-Spritzguss und Aluminium-Druckguss (Bildquelle: [62], Datenquelle: [63, 64])

Der Spritzgießprozess beginnt zunächst analog zum Druckgießprozess mit dem Schließen des Werkzeuges. Im Anschluss wird der bereits parallel zur Restkühlphase des vorherigen Zyklus dosierte Kunststoff eingespritzt. Hierzu wird die üblicherweise verwendete Drei-Zonen-Schnecke axial nach vorne gefahren, sodass diese als Kolben fungiert. Die typische Einspritzzeit beim Spritzguss (0,5-3 s) ist im Vergleich zur Füllphase beim Druckgießen (10-250 ms) deutlich länger

[60]. Im Anschluss erfolgt analog zum Druckgießen eine Nachdruckphase, um die Volumenschwindung auszugleichen und gleichzeitig die Schmelze weiter zu komprimieren. Während der darauffolgenden Restkühlphase fährt das Aggregat zunächst zurück, und es wird über die Rotation der Schnecke neues Material eingezogen, komprimiert und vorrangig durch Friktion aufgeschmolzen, sodass das neu aufdosierte Material für den nächsten Zyklus zur Verfügung steht. Zuletzt wird das Werkzeug geöffnet und das Gusstück ausgeworfen/entnommen. Ein Sprühprozess zum Auftragen von Trennmittel sowie zur Werkzeugkühlung ist im Spritzguss nicht erforderlich. Im Druckguss hingegen ist der Sprühprozess ein wesentlicher Zyklusbestandteil. Bei schwer entformbaren Teilen kann jedoch auch im Spritzguss mit Trennmittel die Entformbarkeit erleichtert werden. Sofern eine Trennmittelunterstützung erforderlich ist, erfolgt diese jedoch nicht in jedem Zyklus, sondern nur nach konkretem Bedarf.

Typische Prozessparameter im Druck- und Spritzguss

Für das weitere Verständnis der Arbeit sind Kenntnisse der typischen Prozessparameter im Druck- und Spritzguss wichtig. Um hierfür eine bessere Einschätzung zu bekommen, sind übliche Prozessparameter sowohl für den Druck- als auch den Spritzguss sowie die davon relevanten Bereiche für die verwendeten Werkstoffe Aluminium und Polyamid 6.6 (PA6.6) in Tabelle 3-1 aufgeführt. Bei Betrachtung der Parameter fällt auf, dass sich diese deutlich unterscheiden, selbst bei Beschränkung auf die werkstoffspezifischen Parameter von Aluminium und PA6.6.

Tabelle 3-1: Charakteristische Prozessgrößen beim Al-Druckguss vs. Thermoplast-Spritzguss (Tabelle übernommen aus [62] und ergänzt durch [60, 65, 66])

Prozessgröße	Druckguss		Spritzguss	
	Allg.	Al	Allg.	PA6.6
Werkzeugtemperatur [°C]	150-350		10-180	80-100
Verarbeitungstemperatur [°C]	370-930	700-750	180-400	260-310
Druck in Füllphase [bar]	bis 1.200		bis 2.500	300-800
Schnecken-/Kolbengeschwindigkeit [m/s]	Vorlauf: 0,05-0,7 Füllphase: 0,4-8		0,001-1	
Formfüllzeit/Füllzeit [ms]	10-250		500-3000	

Formfüllung

Die Fließvorgänge im Werkzeug unterscheiden sich bei den Prozessen sehr deutlich. „Anders als die Metallschmelzen beim Druckgießen, die von der Anspritzstelle durch die Kavität bis auf eine gegenüberliegende Wand „hindurchschießen“, fließen Kunststoffschmelzen in einer sogenannten Quellströmung“ [60]. Hierbei erstarrt die Randschicht der Schmelze unmittelbar an

der Werkzeugwand, sodass sich ein Geschwindigkeitsprofil über dem Kanalquerschnitt einstellt, bei dem die höchste Fließgeschwindigkeit in der Kanalmitte liegt. Folglich ergibt sich unmittelbar neben der erstarrten Randschicht, also dort wo der Geschwindigkeitsgradient am größten ist, die maximale Scherbelastung der Schmelze, welche maßgeblich die Orientierung der Makromoleküle (bei faserverstärkten Kunststoffen auch die Orientierung der Fasern) in Fließrichtung beeinflusst. Zudem kann über die Einspritzgeschwindigkeit beeinflusst werden, ob sich eine quasi-konstante Randschicht (mittlere bis hohe Einspritzgeschwindigkeit) oder eine über den Fließweg zunehmende Randschichtdicke (langsame Einspritzgeschwindigkeit) einstellt. [1, 60]

Anders als im Druckguss, bei dem allein schon aufgrund der mitunter extrem kurzen Formfüllzeiten im unteren Millisekundenbereich (vgl. Tabelle 3-1) einhergehend mit der niedrigen Schmelzeviskosität eine turbulente Formfüllung unausweichlich ist, werden im Spritzguss keine turbulenten Füllbedingungen erzielt. Für detaillierte Informationen zur Formfüllung im Druck- und Spritzguss sei auf die Standardwerke von Nogowizin [61], Johannaber et al. [1] und Bührig-Polaczek et al. [60] verwiesen.

3.2.2. Anlagen- und Werkzeugtechnik im 1K-Spritzguss

Neben vielen Parallelen zum Druckguss im Prozessablauf zeichnen sich auch Anlagen- und Werkzeugtechnik durch viele Ähnlichkeiten aus. Es gibt jedoch auch einige wesentliche Unterschiede, auf die im Folgenden eingegangen wird.

Spritzgießmaschinen lassen sich gleichermaßen wie Druckgießmaschinen in drei wesentliche Bereiche unterteilen: die Schließereinheit, die Plastifiziereinheit (bzw. auch Plastifizier- und Einspritzereinheit) als Pendant zur Gießereinheit beim Druckguss und das Formwerkzeug. Der schematische Aufbau einer hydraulischen Spritzgießmaschine ist in Abbildung 3-4 dargestellt.

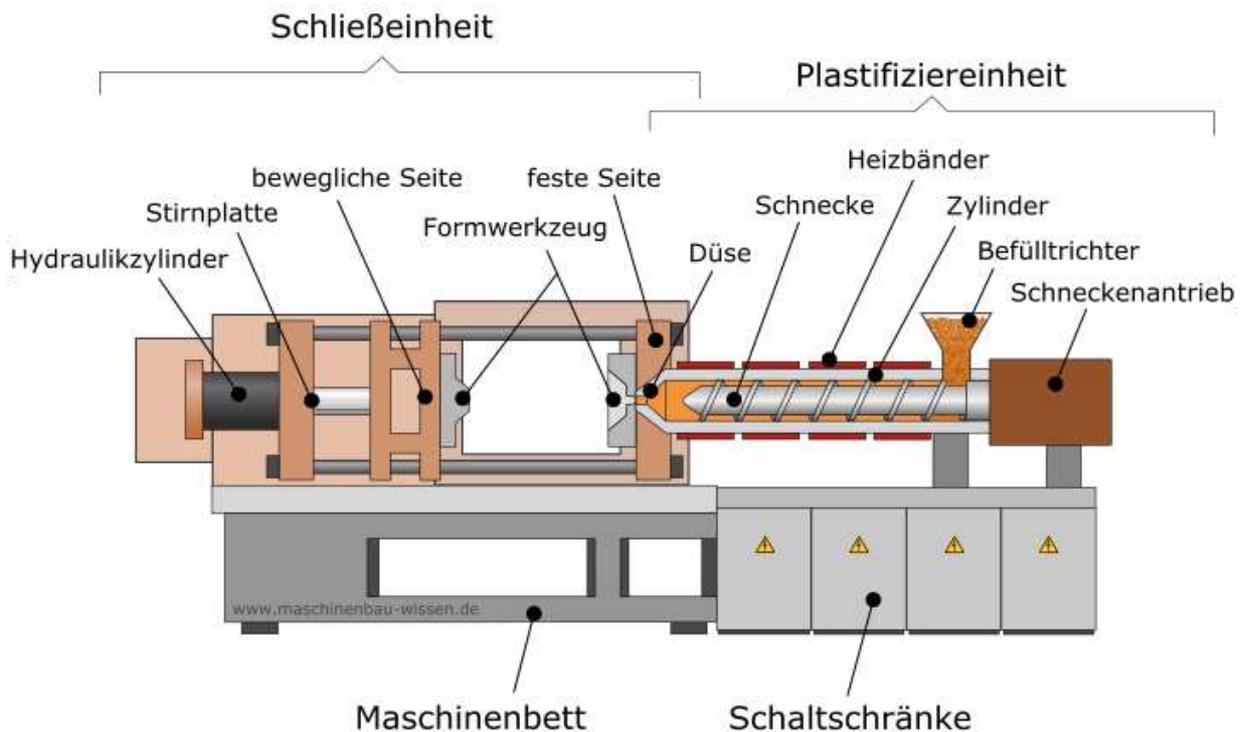


Abbildung 3-4: Schematischer Aufbau einer hydraulischen Spritzgießmaschine (Bildquelle: [67])

Antrieb

Spritzgießmaschinen verfügen über einen hydraulischen bzw. elektrischen Antrieb oder aus einer Kombination von beiden. Bei Druckgießmaschinen sind hingegen die hydraulischen Antriebe weiterhin sehr verbreitet. Der Antrieb dient dazu alle Maschinenbewegungen (Schließeinheit, Plastifiziereinheit etc.) durchzuführen. Vollelektrische Maschinen gewinnen zunehmend an Bedeutung, da sich Investitionskosten bei der Beschaffung immer weiter hydraulischen Maschinen (Verstellpumpe) angleichen. Vollelektrische Maschinen weisen aber den entscheidenden Vorteil geringerer Energiekosten im Betrieb auf und ermöglichen damit mittel- und langfristig eine Senkung der Fertigungskosten [68]. Eine weitere Alternative zu konventionellen Hydraulikantrieben sind servohydraulische Antriebe, bei denen Energieeinsparungen bis zu 50 % gegenüber konventionellen Hydraulikantrieben mit elektrischer Verstellpumpe möglich sind [69, 70].

Schließeinheit

Die bei Spritzgießmaschinen meistverbreitete Bauform ist die Dreiplattenmaschine (Abbildung 3-4) bestehend aus Stirnplatte, beweglicher Seite (alternativ: Auswerferseite) und fester Seite (alternativ: Düsenseite). Die Schließkräfte werden hierbei vollhydraulisch (vgl. Abbildung 3-4), mittels Kniehebelmechanik oder bei kleineren Maschinen bis ca. 100 t zunehmend auch voll-

elektrisch aufgebracht. Im Druckguss sind formschlüssige Schließsysteme mittels Doppelkniehebel weit verbreitet [2]. Kraftschlüssige Systeme mittels direkt wirkendem Hydraulikzylinder finden zum Teil bei kleinen Maschinen Anwendung, sind aber nicht sehr verbreitet.

Alternativ zu der Dreiplattenbauform gibt es auch Zweiplattenmaschinen, bei denen die Stirnplatte entfällt. Die Schließkraft wird hierbei über vier unmittelbar zwischen der beweglichen Seite und den Säulen angebrachten Hydraulikzylindern aufgebracht. Durch Zweiplattenmaschinen können kürzere Bauformen der Maschinen erzielt werden. Eine weitere Bauform ist die sog. „säulenlose“ Spritzgießmaschine. Hierbei ist der Rahmen C-förmig aufgebaut und sehr steif ausgelegt. Vorteilhaft ist hierbei die freie Zugänglichkeit der Aufspannplatten, insbesondere wenn große Werkzeuge verwendet werden. Aufgrund der Geometrie ist jedoch eine sehr massive Bauform erforderlich, um einen parallelen Lauf der Aufspannplatten zu gewährleisten. [68]

Formwerkzeug

Vom Grundprinzip sind Druck- und Spritzgießwerkzeuge sehr ähnlich aufgebaut. Standardwerkzeuge verfügen gleichermaßen über je eine bewegliche und eine feste Formhälfte, Auswerfer (am verbreitetsten sind Auswerferstifte) sowie ggf. zusätzliche Schieber. Darüber hinaus sind im Spritzguss aufwändigere Bauformen möglich, worauf in Kapitel 3.2.3 näher eingegangen wird.

Aufgrund der im Vergleich zu Aluminium deutlich höheren Viskosität und der damit verbundenen geringeren Penetrationsneigung sowie der langsameren Füllgeschwindigkeit von Kunststoffen werden Spritzgießwerkzeuge so ausgelegt, dass die Entlüftung über die Trennebene, die Auswerferbohrungen und ggf. über Spalte von Werkzeugeinsätzen etc. erfolgen kann [1]. Aus diesem Grund sind die im Druckguss üblichen Entlüftungen über ein Waschbrett oder Vakuum in der Regel nicht erforderlich. Bei manchen Bauteilen sowie insbesondere beim Thermoplast-Schaumspritzgießen kann eine Evakuierung des Werkzeuges dennoch sinnvoll oder gar erforderlich sein [1].

Gänzlich unterschiedlich ist darüber hinaus die Schmelzeführung zwischen Plastifiziereinheit (bzw. Gießereinheit im Druckguss) und Anschnitt des Bauteils. Hierbei gibt es im Spritzguss ein wesentlich höheres Repertoire an möglichen Schmelzeführungen, die je nach Bauteilgeometrie und Werkstoff unterschiedlich sind. Neben Angüssen, die nach der Entformung am Gussteil verbleiben (Stangen bzw. Kegelanguss, Schirmanguss, Band- bzw. Filmanguss, Ringanguss etc.), sind auch Angusssysteme verbreitet, welche beim Öffnen des Werkzeuges unmittelbar vom Gussteil getrennt werden (Tunnelanguss bzw. Abreiß-Punktanguss) [60]. Gemeiner Nachteil der vorbenannten Angusssysteme ist ein Materialverlust bzw. ein höherer Rezyklatanteil. Darüber

hinaus gibt es auch Angussysteme, welche im Werkzeug verbleiben. Hierzu zählen unter anderem Vorkammerpunktangüsse, der Mehretagenanguss, das angusslose Spritzgießen, Isolierkanäle und nicht zuletzt die sehr verbreiteten Systeme auf Basis der Heißkanaltechnik [60].

Bei der Heißkanaltechnik handelt es sich um einen meist außen beheizten Block, welcher über eine separate Temperaturregelung verfügt, sodass die Schmelze auf der Verarbeitungstemperatur gehalten werden kann und entsprechend nicht nach jedem Zyklus als „Verlust“ entformt werden muss. So lassen sich Schmelzuführungen zum Anschnitt realisieren, bei denen keine Notwendigkeit zur Entformung im erstarrten Zustand entsteht und die somit deutlich mehr geometrische Freiheiten erlauben [60].

Plastifiziereinheit

Der wohl größte Unterschied zwischen einer Kaltkammerdruckgießmaschine und einer Spritzgießmaschine spiegelt sich in der Bauart und Funktion der Plastifiziereinheit wider. Anders als beim Kaltkammerdruckguss, wird die Kunststoffschmelze nicht vorab in einem Ofen bereitgestellt. Vielmehr wird die Schmelze in der zweiten Zyklushälfte (vgl. Abbildung 3-3) für den jeweils darauffolgenden Zyklus erzeugt, homogenisiert und dosiert. Der schematische Aufbau einer Plastifizier- und Einspritzeinheit ist in Abbildung 3-5 dargestellt, und die Funktionsweise wird im Folgenden erklärt.

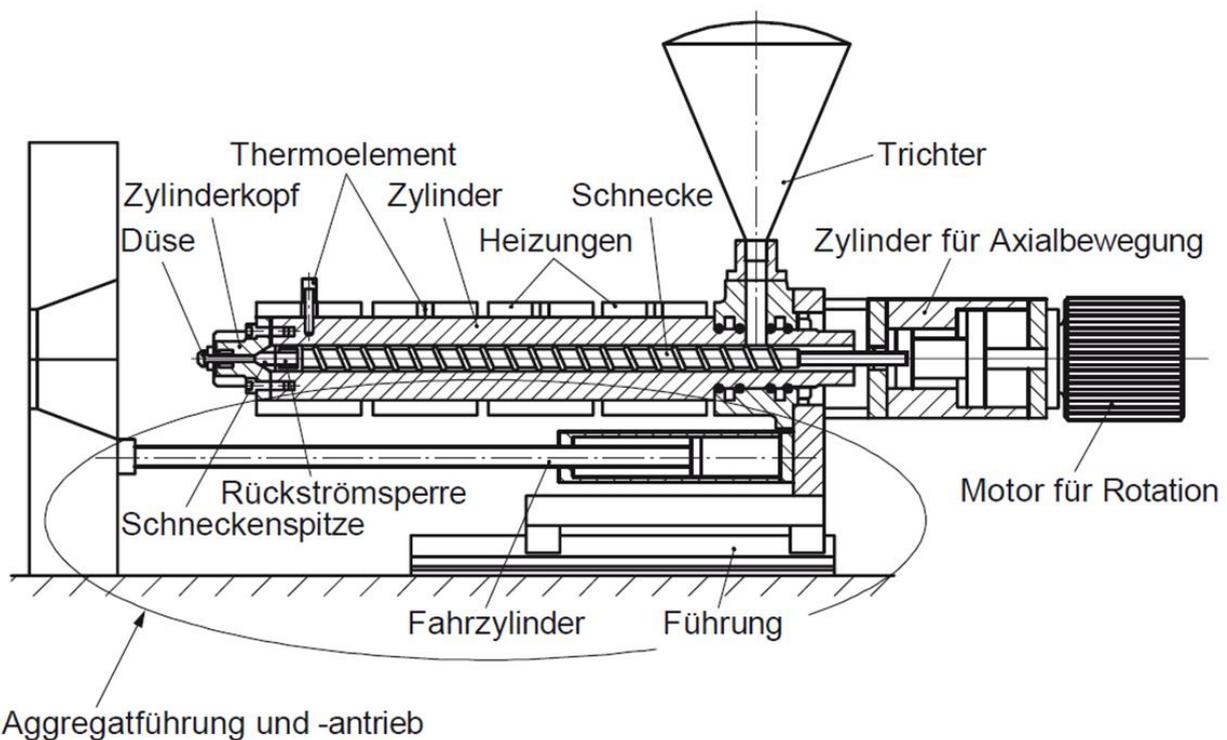


Abbildung 3-5 Schematischer Aufbau einer Plastifizier- und Einspritzeinheit (Bildquelle [60], Ursprungsquelle: KraussMaffei)

Zur Erzeugung der Schmelze wird Kunststoff in Granulatform in den Trichter eingefüllt und über die Rotation der Schnecke eingezogen. Das Material wird somit nach vorne (in Abbildung 3-5 nach links) gefördert und durch eine veränderte Gangtiefe der Schnecke vorrangig durch Friktion aufgeschmolzen und gegen einen eingestellten Staudruck in den Schneckenorraum gefördert, bis das eingestellte Dosiervolumen erreicht ist. Im vordersten Teil der Drei-Zonen-Schnecke, der sogenannten Meteringzone, erfolgt die Homogenisierung der Schmelze. Sowohl Staudruck als auch die Temperatur sind materialabhängig. Neben dem Primärenergieeintrag über Friktion wird die Temperatur mittels Heizungen (Heizbänder) sowie Thermoelementen geregelt und im Schneckenorraum auch bis zum Einspritzvorgang gehalten. Das so dosierte Schmelzevolumen steht nun für den folgenden Zyklus bereit. Während des Einspritzens bewegt sich die Schnecke ausschließlich axial nach vorne (in Abbildung 3-5 nach links) und spritzt den Kunststoff über die Düse in das Werkzeug ein. Die Rückstromsperre der Plastifiziereinheit ist hierbei geschlossen, um ein Zurückströmen der Schmelze in Folge des hohen Einspritzdruckes zu vermeiden. Die Plastifizier- und Einspritzeinheit hat somit anders als die Gießeinheit zwei wesentliche Funktionen: Erst plastifizieren und dann einspritzen.

3.2.3. Mehrkomponenten-Spritzgießmaschinen und -werkzeuge

Nachdem in den vorherigen Kapiteln bereits allgemein auf prozess-, anlagen- und werkzeugtechnische Unterschiede zwischen Druck- und Spritzguss eingegangen wurde, soll dieses Unterkapitel einen kurzen Einblick in die unterschiedlichen Bauarten von Mehrkomponenten-Spritzgießmaschinen und deren Werkzeuge geben. Hinsichtlich der Spritzgießmaschinen stehen hierbei die unterschiedlichen Möglichkeiten bei der Anordnung von Plastifiziereinheit und Werkzeugaufspannplatten im Fokus, mit dem Ziel aufzuzeigen, was maschinen- und werkzeugseitig derzeit im Spritzguss möglich ist. Dieses Unterkapitel soll auch Gedankenanstöße zu einer möglichen Übertragbarkeit auf den Druckguss liefern.

Anordnung der Plastifiziereinheiten

Neben der Hauptplastifiziereinheit kommen bei Mehrkomponenten-Spritzgießanwendungen ein oder mehrere zusätzliche Aggregate zum Einsatz. Folgende Anordnungen haben sich etabliert:

- L-Position
- Huckepack
- Vertikal

In der Regel sind die zusätzlichen Aggregate vom selben Hersteller, von dem auch die Maschine selbst ist, da dies in Bezug auf die Verknüpfung der Steuerungen am einfachsten zu realisieren ist. So können alle Aggregate über die Steuerung der Maschine bedient werden und sind aufeinander abgestimmt. Es ist aber grundsätzlich auch möglich, Aggregate von Fremdherstellern zu

verwenden. Oftmals ist es hierfür am einfachsten auf Aggregate zurückzugreifen, welche vertikal oder in L-Position an der festen Seite montiert werden, da so die erforderlichen Medien- und Versorgungsleitungen nicht aufgrund der Bewegung der Aufspannplatte zyklisch geführt werden müssen. Aggregate in L-Position können in Form von Beistellaggregaten mit überschaubarem Aufwand montiert bzw. demontiert werden. Für das Mehrkomponenten-Druckgießen kommt ebenfalls ein Aggregat in L-Position zum Einsatz und wird in Kapitel 4 detailliert vorgestellt.

Werkzeugkonzepte bei Mehrkomponentenwerkzeugen

Hinsichtlich der Werkzeugtechnik wird leicht der Eindruck erweckt, dass der Spritzguss gegenüber dem Druckguss deutlich fortschrittlicher ist. Dies liegt mitunter auch an der Mehrkomponententechnik und den besonderen Anforderungen, die sich daraus ergeben, dass zu unterschiedlichen Zeitpunkten im Zyklus jeweils neue Kavitätsbereiche freigegeben werden. Dieses Erfordernis gibt es im Druckguss nicht, da keine Anwendungen bekannt sind, bei denen mehr als eine metallische Komponente urformend im selben Zyklus auf einer Druckgießmaschine verarbeitet wird. Im Folgenden seien einige innovative Beispiele stichpunktartig angeführt, welche im Mehrkomponentenspritzguss bereits vielfach Anwendung finden:

- Drehtellerwerkzeuge
- Indexplattenwerkzeuge
- Tandemwerkzeuge
 - Interessant für Bauteile, die eine sehr lange Kühlzeit haben
 - Kavitäten werden abwechselnd geöffnet, sodass immer das Bauteil des vorletzten Zyklus entformt wird
- Wendeplatten
 - Werkzeug besteht aus drei Formhälften (fest, Wendeplatte, beweglich)
 - Anwendung oftmals bei Mehrkomponentenbauteilen, bei der die Komponenten nacheinander gespritzt werden
 - Die Wendeplatte dreht nach jedem Zyklus um 180°, sodass immer auf der einen Seite die erste Komponente und auf der anderen Seite die zweite Komponente an die erste Komponente des vorherigen Zyklus angespritzt wird
- Würfelftechnik
 - Ähnlich wie ein Wendeplattenwerkzeug, nur dass in der Mitte ein Würfel mit zwei weiteren Kavitäten ist, welcher immer um 90° weitergedreht wird
 - Prozessnebenzeiten können für das Einlegen bzw. die Entnahme der Gussstücke, zusätzlich erforderlichen Kühlzeiten oder sonstige Aufgaben genutzt werden

Da die gegenwärtigen Möglichkeiten im Spritzguss so umfangreich sind, würde eine vollständige Darstellung den Rahmen dieser Arbeit überschreiten. Eine umfassende Darstellung von

Spritzgießsonderanwendungen und Kombinationstechnologien bieten Bürkle und Wobbe [71] mit Stand von 2016.

3.2.4. Integriertes Metall-Kunststoff-Spritzgießen (IMKS)

Als Pendant zum Mehrkomponenten-Druckgießen, also der Erweiterung des Druckgießens um den Spritzgießprozess, gibt es gleichermaßen Bemühungen, eine Spritzgießmaschine um ein Aggregat zur Metallverarbeitung zu erweitern. Das Institut für Kunststoffverarbeitung (IKV) in Industrie und Handwerk an der RWTH Aachen hat dieses Verfahren im Rahmen des Exzellenzclusters „Integrative Produktionstechnik für Hochlohnländer“ entwickelt.

Beim IMKS werden zunächst Kunststoffbauteile im Spitzguss hergestellt, welche bereits vorge-sehene einseitig offene Kanäle beinhalten, in die im Anschluss Leiterbahnen aus einer niedrig-schmelzenden Metalllegierung (z.B. Sn95Ag) eingespritzt werden. Das Aggregat zur Metallver-arbeitung ähnelt hierbei vom grundlegenden Aufbau dem einer Warmkammerdruckgießma-schine. Je nach Evolutionsstufe des Werkzeuges erfolgt das Umsetzen der Halbzeuge manuell oder in einem Drehtellerwerkzeug mit drei Stationen. Bei Letzterem wird abschließend erneut ein Kunststoff angespritzt, sodass die Leiterbahn gekapselt wird.

Auch wenn sowohl das IMKS als auch das Mehrkomponenten-Druckgießen auf der Kombina-tion von Druck- und Spritzguss basieren, werden gänzlich unterschiedliche Ziele verfolgt. Beim IMKS stehen Elektronikanwendungen im Vordergrund mit dem Ziel einer hohen Funktionsin-tegration, um den manuellen Montageaufwand zu reduzieren. Dies bedeutet, dass die Metall-legierung der Funktionalisierung dient, wohingegen beim Mehrkomponenten-Druckgießen der Kunststoff die funktionalisierende Komponente ist. [62, 71-74]

3.2.5. Anwendungsbeispiele Hybride auf Basis des Druckgießens

In diesem Kapitel werden auf dem Druckguss basierende Verfahren zur Herstellung von Hybri-den vorgestellt. Die Verfahren sind ausschließlich dem IMA zuzuordnen. Anders als die bereits in Kapitel 3.1.1 vorgestellten Verfahren wird durch den Druckguss immer die zweite Kompo-nente hergestellt, wohingegen bei den zum IMA gehörenden Verfahren aus Kapitel 3.1.1 immer der Kunststoff als abschließende Komponente durch Urformen verarbeitet wird. Die erste Kom-ponente wird beim Hybrid-Druckguss durch ein vorab hergestelltes Einlegeteil realisiert. Es kommen sowohl vorher um- als auch urgeformte Einlegeteile zum Einsatz. Anders als beim Spritzgießen sind im Druckguss keine Verfahren bekannt, bei denen mehr als eine Komponente urformend in demselben Druckgießwerkzeug hergestellt wird. Einzige Ausnahme hiervon ist natürlich das Mehrkomponenten-Druckgießen, welches im Fokus dieser Arbeit steht. Dies ist jedoch kein reiner Druckgießprozess, sondern eine Kombination aus Druck- und Spritzguss.

Metall-Metall-Hybride

Ein Verfahren zur Herstellung von Metall-Metall-Hybriden wurde bereits Mitte des 20. Jahrhunderts von G.A. Ladd zum Patent [75] angemeldet. Das 1959 erteilte Patent „Method of Making Bimetallic Articles“ (deutsch: Verfahren zur Herstellung von aus zwei Metallen bestehenden Artikeln) [75] beschreibt ein Verfahren, bei dem Stahlblecheinleger aus Edelstahl in die feste Formhälfte (FFH) des Druckgusswerkzeuges eingelegt und anschließend angegossen werden. Ziel ist das Erreichen einer fehlerfreien Anbindung zwischen Blecheinleger und Guss. Anwendung fand das Verfahren bei der Herstellung von Bügeleisen (vgl. Abbildung 3-6). Der stoffschlüssige Verbund wurde durch das vorherige Alfinieren des Edelstahlblechs realisiert.

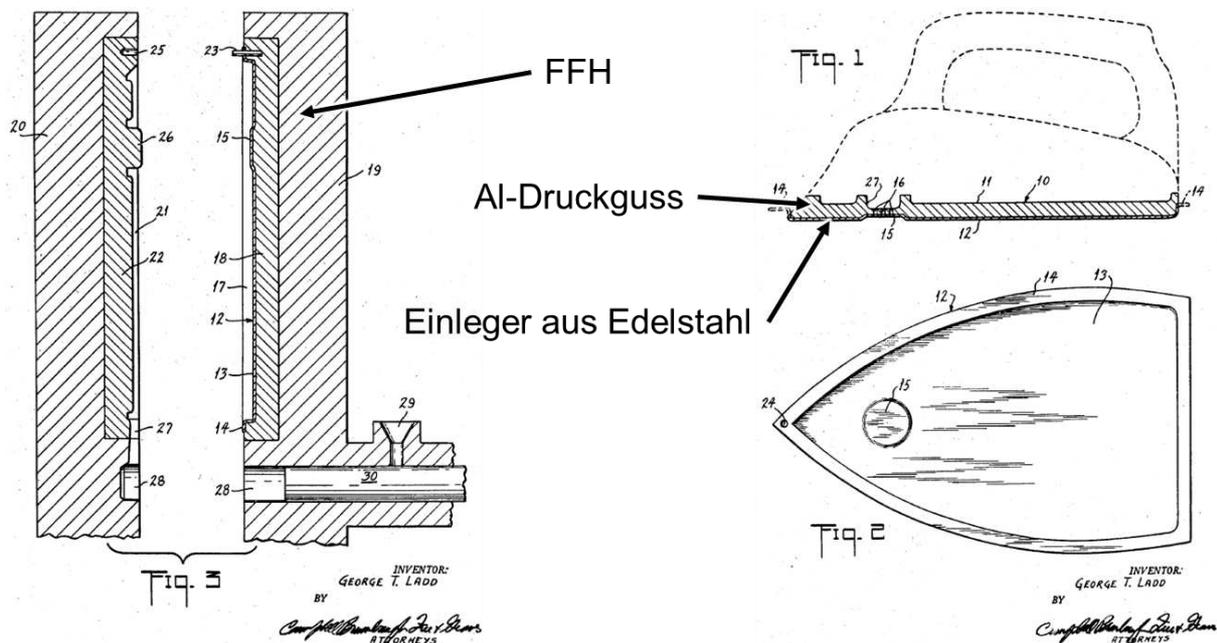


Abbildung 3-6: Druckgusswerkzeug (l) zur Herstellung einer Bügeleisengrundplatte (r), bestehend aus einem im Aluminium-Druckguss angegossenen Edelstahleinleger (Abbildung verändert nach [75])

Die Ursprünge der druckgussbasierten Hybridprozesse liegen demnach schon mehr als 60 Jahre zurück. Seither ist eine Vielzahl an Anwendungen bekannt geworden, bei denen im Druckguss Einlegeteile aus unterschiedlichen Werkstoffen angegossen bzw. umgossen wurden. Bekannte Beispiele sind Open-Deck-Zylinderkurbelgehäuse aus Leichtmetallen (meist Aluminium), in Verbindung mit eingegossenen GJL-Zylinderlaufbuchsen [76].

Es gibt jedoch auch Anwendungen, bei denen ausschließlich Leichtmetallwerkstoffe miteinander kombiniert werden, wie der N52-Reihensechszylinder der Bayerischen Motoren Werke (BMW), München. Hier kommt nach Fent [77] ein zuvor im Niederdruckguss aus AlSi16Cu4Mg hergestelltes und nach einer Oberflächenvorbehandlung mit AlSi12-beschichtetes Linerinsert zum Einsatz, welches im Druckguss mit einer Magnesiumlegierung (AJ62) umgossen wird. Das Verfahren liegt der Patentanmeldung EP 1 433 552 A1 [78] zugrunde.

Ein weiteres „Verfahren zur Herstellung von Verbund-Zylinderkurbelgehäusen“ (Abbildung 3-7) aus der Patentschrift DE 4 212 716 [79] von Everwin und Lindner beschreibt den stoffschlüssigen Verbund einer übereutektischen Laufbüchse (z.B. AlSi17Cu4) in Kombination mit einem untereutektischen Gusswerkstoff (z.B. AlSi9Cu3). Bei dem Verfahren wird die Laufbüchse zunächst durch Tauchen in einer Säure oder Lauge von Verunreinigungen sowie Oxiden befreit. Anschließend wird die Laufbüchse zuerst 120 Sekunden mit Zinkbeize behandelt (Schichtaufbau ca. $50\ \mu\text{m}$), welche dann galvanisch nochmals um $0,5\ \text{mm}$ erweitert wird. Die Weiterverarbeitung der so vorbehandelten Einleger ist nicht ausschließlich dem Druckguss vorbehalten, sondern auch im Niederdruckguss oder Pressgießen möglich.

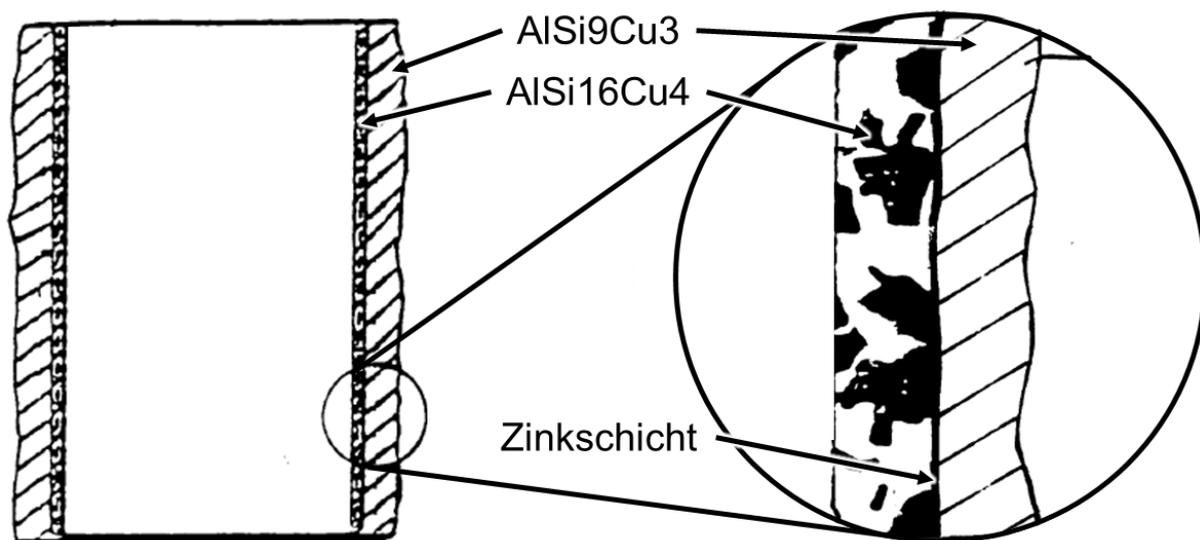


Abbildung 3-7: Kombination einer untereutektischen AlSi9Cu3 -Legierung mit einer übereutektischen AlSi16Cu4 -Legierung mittels Zink-Verbundschicht (Abbildung verändert nach [79])

Metall-Kunststoff-Hybride

Druckgussbasierte Hybridprozesse, bei denen Metalle und Kunststoffe miteinander kombiniert werden, finden beispielsweise bei der Firma HDO Druckguß- und Oberflächentechnik GmbH Anwendung. HDO hat ein Verfahren entwickelt, bei dem Kunststoffe in Zinkdruckguss umgossen werden. Die „HDO-Future Technologie“ ermöglicht die Herstellung von hochwertigen Echtmetall-Armaturen kombiniert mit einer metallfreien Wasserführung. Bei dem Verfahren wird ein Einleger aus temperaturbeständigem Kunststoff in ein Druckgusswerkzeug eingelegt und mit Zink umgossen. Wesentlich hierbei ist, dass die Schmelztemperatur des Einlegers geringer ist als die des Gussmaterials. Der Patentschrift [80] zufolge eignet sich das Verfahren für Metalllegierungen, deren Schmelzpunkt „im Vergleich zu Stahllegierungen relativ niedrig ist“. Neben Zink werden an dieser Stelle explizit Magnesium und Aluminium aufgeführt, wobei zu beachten ist, dass der Kern je nach Verarbeitungstemperatur der verwendeten Gusslegierung unterschiedlich hohe Wandstärken aufweisen muss. [80, 81]

3.3. Additive Fertigung von Werkzeugeinsätzen: Gestaltungsfreiheit und Restriktionen

Neben konventionellen (subtraktiven) Methoden wie der spanenden Bearbeitung und Funkenerosion gewinnen additive Verfahren für die Fertigung kleinerer Werkzeugkomponenten oder Werkzeugeinsätze zunehmend an Bedeutung. Derzeit sind additive Herstellungsverfahren für metallische Werkstoffe vergleichsweise kostenintensiv. Mitunter bringen diese aber für bestimmte Anwendungen Möglichkeiten mit sich, die konventionell nicht zu erreichen sind und die die (noch) sehr hohen Kosten rechtfertigen.

Dieses Kapitel soll zunächst einen Überblick über die Vor- und Nachteile additiv gefertigter Werkzeugeinsätze liefern. Im Anschluss erfolgt ein Einblick in Gestaltungshinweise und Einschränkungen bei der Auslegung eines additiv gefertigten Werkzeugeinsatzes (s. Kapitel 5.3). Für weiterführende Informationen zu dieser Thematik sei auf die Standardwerke von Gebhard et al. [82, 83] verwiesen, welche als Grundlage für die folgenden Ausführungen dienen.

3.3.1. Vor- und Nachteile additiv gefertigter Werkzeugeinsätze

Additive Fertigungsverfahren bieten einige Vorteile gegenüber den konventionellen Methoden. Beispielsweise kann Leichtbau und Ressourcenschonung durch die einfache Realisierbarkeit filigraner Strukturen vorangetrieben, oder es können unterschiedliche Materialien miteinander kombiniert werden. Im Hinblick auf die Herstellung von Werkzeugeinsätzen ist jedoch primär die Gestaltungsfreiheit einhergehend mit der Funktionsintegration zu benennen, vor allem in Bezug auf Anordnung und Geometrie der Temperierung. Neben den geometrischen Freiheiten wird die Erzeugung von Temperierkanälen gleichzeitig vereinfacht. Bei einem additiven Aufbau des Werkzeugeinsatzes müssen nicht unzählige Bohrungen vorgenommen werden, welche anschließend zum großen Teil wieder verstopft werden, damit das Temperiermedium gezielt durch den Werkzeugeinsatz geleitet werden kann. Zudem können Temperierkanäle bei additiv gefertigten Einsätzen kavitätznäher angeordnet werden, was je nach Anwendung zu einer deutlichen Verkürzung der Zykluszeit führt und somit die Produktivität steigert [84]. [82]

Dem gegenüber stehen jedoch auch Nachteile wie hohe Fertigungskosten, geringere Oberflächengüten und oftmals (noch) fehlende Kenntnis der Konstrukteure über Möglichkeiten und Einschränkungen additiver Herstellungsprozesse. Die Fertigungskosten sind einerseits auf die hohen Anlagenkosten, nicht zuletzt aber auch auf die derzeit noch sehr hohen Pulverkosten (AlSi10Mg: ca. 70-100 €/kg; Edelstahl 316L: ca. 40-150 €/kg; TiAl4V: ca. 220-420 €/kg) [82] zurückzuführen. Neben dem eigentlich Bauteilvolumen muss zudem mit etwa 30 % zusätzlichem Volumen gerechnet werden, welches eingeschlossen bzw. für Stützstrukturen verwendet wird und damit verloren ist [82]. Weiterhin sind die erzielbaren Oberflächengüten noch nicht so

hoch, dass diese ohne weitere Nachbearbeitung den Anforderungen des Formenbaus genügen, sodass Werkzeugeinsätze mit Aufmaß gefertigt werden und eine Nachbearbeitung und Einpassung mit konventionellen Methoden erforderlich bleibt, wodurch abermals die Gesamtkosten gesteigert werden. Da die additive Fertigung von metallischen Werkstoffen nach wie vor eine sehr junge Technologie ist, fehlt es in der Konstruktion oftmals an Kenntnis der Möglichkeiten und an Erfahrung. Auch wenn es bereits Designrichtlinien gibt, existieren erst seit jüngster Vergangenheit Gestaltungsrichtlinien in Form einer DIN- bzw. ASTM-Norm (DIN EN ISO/ASTM 52911-1) [85]. [82, 83]

3.3.2. Gestaltungshinweise und Einschränkungen beim Design von Werkzeugeinsätzen

Vorbereitend für die Auslegung eines additiv gefertigten Werkzeugeinsatzes soll an dieser Stelle auf einige grundlegende Gestaltungshinweise und Einschränkungen eingegangen werden. Die folgenden Ausführungen beziehen sich auf das *Selektive Laserschmelzen* (engl.: Selective Laser Melting (SLM)) und sind auf das Notwendigste beschränkt, um die Hintergründe bei der Gestaltung des additiv gefertigten Werkzeugeinsatzes (Kapitel 5.3) nachvollziehen zu können. Eine vollumfängliche Darstellung würde an dieser Stelle abermals den Rahmen sprengen, sodass für weitreichendere Informationen nochmals auf Gebhardt et al. [82, 83] sowie DIN EN ISO/ASTM 52911-1 [85] verwiesen sei. Im Folgenden werden betrachtet:

- Pulverwerkstoff
- Aufbaurichtung
- Stützstruktur
- Geometrie von Kanälen und Bohrungen
- Pulverentfernung
- Oberflächengüte

Unter den metallischen *Pulverwerkstoffen* kommen typischerweise Stahl, Aluminium, Titan und Nickelbasislegierungen zum Einsatz. Für Werkzeugeinsätze ist hiervon vorrangig Stahl von Interesse. Sehr verbreitet sind die Sorten 1.2709 und 1.2344 wobei die Sorte 1.2709, ein martensitisch aushärtender Werkzeugstahl, bei Spritzgießwerkzeugen sehr verbreitet ist und eine „geringe Neigung zu thermischen Verzügen“ [82] aufweist. [82, 83]

Da es sich beim SLM wie auch bei anderen additiven Verfahren, um ein Verfahren handelt, bei dem das Bauteil schichtweise erzeugt wird, hat die Wahl der *Aufbaurichtung* eine wesentliche Bedeutung. Dieser Aspekt ist einhergehend mit der *Stützstruktur* zu betrachten, da diese immer dann erforderlich wird, wenn Material oberhalb von Freiräumen aufgebaut werden soll. Zulässig sind in der Regel Überhänge mit einem Winkel von mindestens 45° zur Bauplatte, darüber

hinaus werden Stützen erforderlich. Folglich kann durch eine geeignete Wahl der Aufbaurichtung der Bedarf an Stützen (Nachbearbeitungsaufwand, etc.) reduziert und die Maßhaltigkeit des Bauteils gesteigert werden. [82, 83]

Die *Geometrie von Kanälen und Bohrungen* ist in Aufbaurichtung fast uneingeschränkt möglich. Parallel zur Aufbaurichtung sind runde Kanäle bis zu einem Durchmesser von ca. 8 mm möglich. Darüber hinaus müssen Stützstrukturen vorgesehen werden oder aber von einer runden Geometrie abgewichen werden. Einige Beispiele sind in Abbildung 3-8 dargestellt.



Abbildung 3-8: Beispielquerschnitte für Kühlkanäle zur Vermeidung von Überhängen ([82]; Ursprungsquelle: Fraunhofer ILT)

Auch hier gilt, dass ohne Stützen ebenfalls der Grenzwert von 45° zur Bauplatte eingehalten werden sollte. In Bezug auf Stützstrukturen in Temperierkanälen muss jedoch stets berücksichtigt werden, dass diese im Anschluss entfernbar sein müssen. Darüber hinaus sind Wandstärken von 0,5 mm möglich, jedoch ist bei Druckbeaufschlagung bei derart dünnen Wänden die Dichtigkeit gesondert zu prüfen. [82, 83]

Bei sehr komplexen, langen und dünnen Kanälen und Bohrungen muss stets berücksichtigt werden, dass das nicht aufgeschmolzene Pulver im Anschluss an die Bauteilherstellung zuverlässig entfernt werden kann. Üblicherweise erfolgt die Entfernung durch Freiblasen. Wo die Grenzen der Entfernbarkeit liegen, ist jedoch anhand konkreter Regeln schwer quantifizierbar, vielmehr bedarf es hierfür Erfahrung. Bei Unklarheit, ob sich das in den Kanälen verbliebene Pulver sicher entfernen lässt, ist es mitunter sinnvoll, bereits bei der Konzeptionierung einen Bereich einzuplanen, in dem der Kanal bei Bedarf für die *Pulverentfernung* aufgebohrt und anschließend wieder verstopft werden kann.

Mittels SLM können bereits sehr hohe Auflösungen erzielt werden. Diese erreichen jedoch ohne Nachbearbeitung nicht die erforderliche *Oberflächengüte* bzw. Genauigkeiten, wie es im Spritzguss sowie bei der Einpassung von Werkzeugeinsätzen in den Werkzeugrahmen erforderlich wäre. Dies liegt einerseits an der Schichtdicke selbst, in Folge derer jeweils nur Vielfache ebendieser abgebildet werden können, sowie der Tatsache, dass es sich um ein additives Verfahren handelt. SLM Solutions Group AG, Lübeck, gibt beispielsweise eine mögliche Schichtdicke von 20-90 μm als standardmäßig realisierbare Schichtdicke an [86]. Folglich erfordern

Werkzeugoberflächen eine mechanische Nachbearbeitung einerseits zur Glättung der Oberfläche und andererseits, um eng tolerierte Endmaße zu erzielen, sodass ein entsprechendes Aufmaß hierfür unbedingt eingeplant werden muss. [82, 83]

3.4. Haftung, Adhäsion und Verbundausbildung

Beim Mehrkomponenten-Druckgießen werden zwei Werkstoffe (Aluminium und Kunststoff) miteinander verbunden, sodass die Kenntnis der zugrundeliegenden Mechanismen von wesentlicher Bedeutung ist. In diesem Kapitel werden die zugrunde liegenden Theorien zusammengefasst, um ein Verständnis für die physikalischen Zusammenhänge zu schaffen. Aufgrund der Besonderheit, dass im Rahmen dieser Arbeit zwei Werkstoffe unterschiedlicher Werkzeugklassen miteinander gefügt werden, ist die Betrachtung einer Vielzahl von Grundlagen, Theorien und Modellen angezeigt. In den jeweiligen Unterkapiteln wird, sofern eingrenzbar, jeweils der Gültigkeitsbereich der Theorie bzw. des Modells dargestellt.

3.4.1. Haftung und Adhäsion

In der Literatur wird unter Haftung sowohl die Bindungsstärke zweier Körper oder Materialien als auch die Bindungsstärke einzelner Moleküle an der Grenzfläche verstanden [87]. Konkret definiert die American Society for Testing and Materials (ASTM) „die Haftung als Zustand, in welchem zwei Oberflächen durch Valenzkräfte, durch mechanische Verankerung oder beides zusammengehalten werden“ [7]. Nach Mann [88] wird unter dem Begriff der Haftung „die Arbeit verstanden, die notwendig ist, um die Verbindung von Atomen oder Molekülen in der Grenzschicht zwischen Schicht und Substrat zu trennen“. Die Haftfestigkeit σ_H ist nach Bischof [89] definiert gemäß Gleichung **GL. 3.1** mit der inneren Kraft F_i und der wahren Oberfläche A_w .

$$\sigma_H = \frac{F_i}{A_w} \quad \text{GL. 3.1}$$

Aus der Problematik, dass die innere Kraft F_i nicht messbar ist und die Bestimmung der wahren Oberfläche A_w extrem aufwändig und nur mit einer gewissen Messunsicherheit möglich ist, ergibt sich die Einführung der Verbundfestigkeit σ_v nach **GL. 3.2**. Die Kraft F_a ist hierbei die messbare äußere Kraft und A_g die geometrische Oberfläche, welche sich bei rechteckigen Verbundflächen aus dem Produkt von Länge und Breite der Fügezone berechnet.

$$\sigma_v = \frac{F_a}{A_g} \quad \text{GL. 3.2}$$

Nach Brockmann et al. [90] wird unter Adhäsion „das makroskopisch zweidimensionale (flächige) Aneinanderhaften artgleicher oder artfremder Substanzen“ verstanden. In der Praxis werden allerdings Verbundfestigkeit und Adhäsion oft fälschlicherweise als Synonym verwendet. Korrigierend sei an dieser Stelle erwähnt, dass die Verbundfestigkeit vielmehr auf Adhäsion

und Kohäsion basiert, wenn auch die Adhäsion oftmals die ausschlaggebende Komponente für die Gesamtfestigkeit ist [91].

Obwohl bereits unzählige Untersuchungen durchgeführt wurden, lässt sich die Adhäsion nicht durch eine einzelne Theorie erklären [92, 93]. Vielmehr ist es erforderlich, bei einer praxisrelevanten Betrachtung von Haftung mehrere dieser Theorien zu betrachten. Die Begründung für die Vielzahl der Theorien ist darin zu finden, dass jede der Theorien nur einen Aspekt (physikalisch, chemisch, mechanisch) adressiert und die Gesamtadhäsion in der Praxis ihre Begründung in dem Zusammenspiel mehrerer Theorien findet [92, 94].

Nach Abbildung 3-9 wird zunächst zwischen „Autohäsion“ (alternativ Autoadhäsion), „mechanischer Adhäsion“ und „spezifischer Adhäsion“ unterschieden, wobei Autohäsion nur bei identischen bzw. sehr ähnlichen Fügepartnern eine Rolle spielt. Somit ist sie für die Betrachtung von Metall-Kunststoff-Verbunden unterzuordnen und soll entsprechend an dieser Stelle nicht näher betrachtet werden [7, 91, 92]. Im Folgenden werden daher die mechanische Adhäsion sowie die spezifische Adhäsion bzw. deren weitere Unterteilung genauer betrachtet.

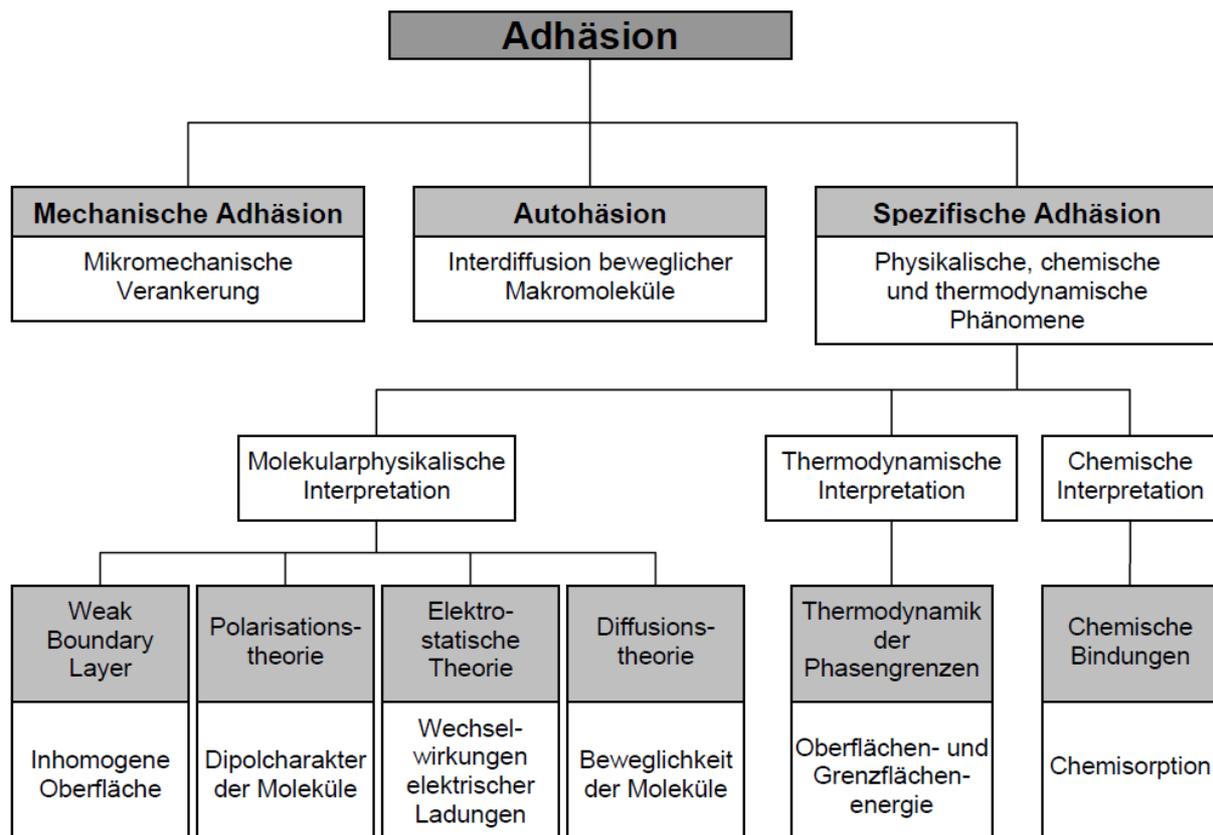


Abbildung 3-9: Übersicht über die wichtigsten Theorien zur Interpretation der Adhäsion [91]

Mechanische Adhäsion

Die Theorie der mechanischen Adhäsion besagt, dass das Adhärens sich in Poren bzw. Unebenheiten des Adhärents verankert [7, 89]. Die in Abbildung 3-10 schematisch dargestellten Geometrien zeigen, dass die wahre Oberfläche immer mindestens genauso groß ist, wie die geometrische Oberfläche. Hierdurch ergibt sich, dass ein Aufrauen der Oberfläche durch die damit verbundene Oberflächenvergrößerung letztendlich die für den Verbund maßgebliche Fügefläche vergrößert.

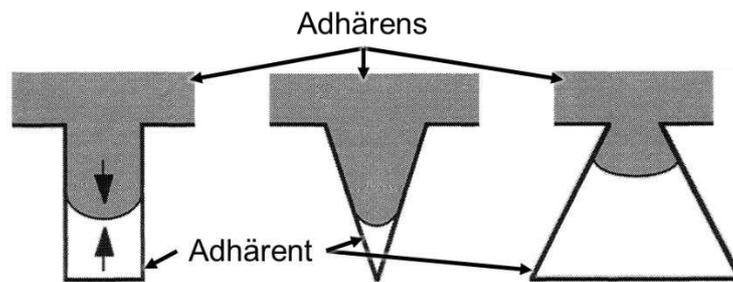


Abbildung 3-10: Schematische Darstellung des Druckknopfeffektes (verändert nach [95])

Insbesondere die rechts abgebildete Geometrie (vgl. Abbildung 3-10) verbessert die Verbundfestigkeit wesentlich, aufgrund der geometrischen Hinterschneidung, welche auch unter dem Begriff „Druckknopfeffekt“ bekannt ist [7, 92, 95, 96]. Entscheidend für die Benetzung sind beispielsweise Viskosität, Temperatur und die Oberflächengeometrie. Jedoch hat auch die Penetrationstiefe und der Gegendruck eingeschlossener Gase (Pfeile in Abbildung 3-10) einen deutlichen Einfluss hierauf [95]. Strenggenommen ist der Begriff „Adhäsion“ in diesem Zusammenhang nicht korrekt, es sei denn, hierbei werden bei der Betrachtung die „Wechselwirkungen an den Phasengrenzen“ einbezogen [89].

Spezifische Adhäsion

Wie bereits eingangs in diesem Kapitel erwähnt, gibt es nicht nur eine Adhäsionstheorie, sondern vielmehr unterschiedliche Betrachtungen, welche jeweils auf Teilaspekte bzw. -effekte abzielen. Diese werden im Folgenden betrachtet.

Weak Boundary Layer:

Die Weak Boundary Layer Theorie (WBL: engl. für „schwache Grenzschicht“) besagt nach Bikerman [97], dass ein Klebeverbund nicht direkt in der Grenzschicht versagt, sondern in unmittelbarer Nähe hierzu. Ursachen hierfür können beispielsweise Gas- oder Lufteinschlüsse, Reaktionsprodukte durch das Zusammentreffen von Adhärens und Adhärent, oberflächliche Verunreinigungen, niedermolekulare Substanzen, welche an die Oberfläche diffundiert sind, oder aber Reaktionen zwischen Substrat und der Umgebung (Oxidationsprozesse, etc.) sein [7, 91, 97, 98]. Nach Nikolova [99] kann nicht ausgeschlossen werden, dass metalloxidische Verbindungen

dungen im Bereich der Grenzfläche letztendlich eine Zerstörung von Polymermolekülen begünstigen und infolgedessen eine WBL entsteht. Durch geeignete Vorbehandlung der Substratoberfläche (Lösungsmittel, Ultraschallreinigung, etc.) kann eine WBL vermieden werden [7, 91].

Zusammenfassend stellt diese Theorie eine ausgesprochen vereinfachte Annahme dar, welche weder Kristallinität noch Kettenlänge der Moleküle, Vernetzung oder Orientierung berücksichtigt. Wichtig ist die Erkenntnis, dass eine mögliche WBL ggf. nachteilige Konsequenzen für einen Verbund nach sich zieht [100, 101]. Insgesamt ermöglicht die WBL-Theorie damit oftmals eine Erklärung bei guter bzw. schlechter Verbundfestigkeit. [91]

Polarisationstheorie:

Die Polarisationstheorie nach de Bruyne [102] stützt sich auf die Annahme polarer funktioneller Gruppen in Fügeteilen sowie Klebstoff. Mit zunehmendem Dipolmoment der Atome und Moleküle steigen auch die Adhäsionskräfte. Wenn sowohl im Klebstoff als auch im Fügeteil polare funktionelle Gruppen (z.B. Hydroxyl-, Carbonyl-, Carboxyl-, Ester-, Amino-, Epoxi-, Isocyanat oder Nitrilgruppen, welche Stick- bzw. Sauerstoff enthalten) vorhanden sind, können die Adhäsionseigenschaften verbessert werden [89, 91].

Nicht erklären kann die Polarisationstheorie hingegen die Haftung unpolarer Fügepartner. Als Beispiel kann hier Polyethylen (PE) genannt werden. Die vorhandenen, wenn auch geringen, Adhäsionskräfte lassen sich aufgrund der Unpolarität des Werkstoffes mit dieser Theorie nicht begründen. [30, 91, 92]

Elektrostatistische Theorie:

Nach der Theorie von Derjaguin bildet sich beim Kontakt zwischen Kunststoff und Metall eine elektrische Doppelschicht (EDS). Hierbei diffundieren Elektronen über die Grenzfläche, sodass es zur Bildung von sich gegenseitig anziehenden negativen und positiven Ladungen kommt [103]. Diese EDS bzw. Dipolschicht soll für die Haftung in der Kontaktzone verantwortlich sein [89]. Alle elektrischen Erscheinungen (Emission geladener Teilchen, Oberflächenladungen), welche bei der Zerstörung des Verbundes auftreten, werden hierfür als Bestätigung angesehen [91]. Ein Nachweis der EDS gelang erstmals Possart und Röder [104] anhand eines unzerstörten Al/LDPE-Verbunds mittels Phasenkontras-Rasterelektronenmikroskopie (REM) [89].

Diffusionstheorie:

Nach der Theorie von Voyutskii [105] entsteht die Grenzflächenschicht der zu kontaktierenden Partner durch Diffusion von Molekülen entlang der Grenzfläche. Diese Theorie setzt entsprechend voraus, dass die Moleküle beider Fügepartner, daher von Klebstoff und Adhärenz, ausreichend beweglich sind. Infolgedessen ist diese Theorie auf polymere Werkstoffe begrenzt und gilt nur für Temperaturen oberhalb der Glasübergangstemperatur T_G . Die Diffusionstheorie ist

sowohl für polare und unpolare Werkstoffe anwendbar und die Diffusionsvorgänge beruhen auf der Brown'schen Molekularbewegung. [7, 89, 91, 105, 106]

Thermodynamik der Phasengrenzen:

Im Allgemeinen versteht man nach Flock [7] unter Benetzung die „Verteilung einer Flüssigkeit auf einem Feststoff“. Benetzung und Adhäsion sind wiederum gleichzusetzen, wenn die Flüssigkeit einen Phasenwechsel vollzieht und infolgedessen auf der Oberfläche erstarrt [7, 92]. Für eine gute Benetzung muss i. A. die Oberflächenenergie des Substrats größer sein, als die Oberflächenenergie des Stoffes, welcher das Substrat benetzen soll [7, 89, 91].

Eine Methode, um die Oberflächenspannung eines Festkörpers zu bestimmen, ist die Kontaktwinkelmethode. Bei der Kontaktwinkelmethode (s. Abbildung 3-11) werden Testtropfen mit Flüssigkeiten unterschiedlicher (aber bekannter) Polarität und bekanntem Volumen auf die zu testende Oberfläche gesetzt und der Kontaktwinkel ϑ (auch „Randwinkel“ genannt) bestimmt.

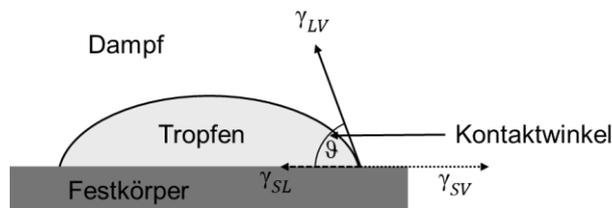


Abbildung 3-11: Kontaktwinkel als Maß der Benetzung

Nach der Young'schen Gleichung (**Gl. 3.3**) wird das Gleichgewicht der Oberflächenspannungen γ im Kontaktpunkt aller drei Phasen (s=solid, l=liquid, v=vapour) beschrieben.

$$\gamma_{SV} = \gamma_{SL} + \gamma_{LV} \cos \vartheta \quad \text{Gl. 3.3}$$

Gl. 3.3 lässt sich vereinfachen zu **Gl. 3.4**:

$$\cos \vartheta = 1 + b(\gamma_{LV} - \gamma_c) \quad \text{Gl. 3.4}$$

Hierbei ist b eine Konstante, γ_c die kritische Oberflächenenergie und γ_{LV} eine messtechnisch bestimmbare Größe. Die kritische Oberflächenenergie γ_c kann durch Extrapolation von γ_{LV} mit $\vartheta = 0^\circ$, also einer vollständigen Benetzung, ermittelt werden. [89]

Für ein besseres Verständnis sind in Tabelle 3-2 die Oberflächenspannungen einiger relevanter Werkstoffe aufgeführt. Ebenfalls ist Tabelle 3-2 die Zusammensetzung der Oberflächenspannung auf den jeweiligen dispersen und polaren Anteilen zu entnehmen. Ein hoher polarer Anteil geht typischerweise mit einem guten adhäsiven Verhalten einher und kann zur Ausbildung von permanenten Dipolen (Keesom-Energien) führen, welche über Bindungsenergien in der Größenordnung von <20 kJ/Mol wesentlich zur Adhäsion beitragen [90, 100]. Die Debye-Energien

infolge von dispersen Wechselwirkungen zwischen induzierten Dipolen verfügen lediglich über deutlich geringere Energien (<2 kJ/Mol) [90].

Tabelle 3-2: Oberflächenspannungen verschiedener Stoffe (Daten aus: [90, 92])

Werkstoff	Anteil dispers	Anteil polar	Gesamt
	$\sigma_d \left[\frac{mJ}{m^2} \right]$	$\sigma_p \left[\frac{mJ}{m^2} \right]$	$\sigma_{ges} \left[\frac{mJ}{m^2} \right]$
Metalle	-	-	1000-5000
PP	30,5	0,7	31,5
PA6	36,8	10,7	47,5
PA6.6	33,7	6,8	40,5

Wie aus Tabelle 3-2 ersichtlich verfügen Metalle gegenüber Kunststoffen über sehr viel energiereichere Oberflächen, womit u. a. für PP, PA6 und PA6.6 das notwendige Kriterium (Oberflächenenergie Substrat > Oberflächenenergie Adhärens) einer guten Benetzung erfüllt ist. Die Ermittlung der Oberflächenspannung ist allerdings noch kein hinreichendes Kriterium für eine gute Adhäsion, vielmehr aber das notwendige Kriterium für eine gute Benetzbarkeit und damit die zu erfüllende Grundvoraussetzung für Adhäsion [89].

Chemische Bindungen (Chemisorption):

Chemisorption (oder auch chemische Adhäsion) bezeichnet den Verbund zweier Stoffe, deren Bindungskräfte über die verhältnismäßig schwachen physikalischen (Van-der-Waals-) Kräfte hinausgehen. Der Verbund verfügt meist über kovalente Bindungen zwischen Substrat und den Molekülen. Im Vergleich zur physikalischen Adsorption ist die Reichweite der Kräfte geringer, die Enthalpie der Chemisorption jedoch mit Werten um 200 kJ/mol sehr viel größer. Nach Atkins et al [107] kann ein chemisorbiertes Molekül aufgrund der Bindung mit den Oberflächenatomen sogar zerstört werden. [7, 107]

Bei Metall-Kunststoff-Verbunden ist die chemische Adhäsion insbesondere für die Verwendung von Haftvermittlern relevant, da diese chemisch auf die beiden miteinander zu fügenden Komponenten abgestimmt werden können. Beim Einsatz von Haftvermittlern kommen typischerweise siliziumorganische Verbindungen zum Einsatz und ermöglichen eine Verbesserung der Klebefestigkeit [92]. Bestenfalls sind die Haftkräfte zwischen den Fügepartnern höher als die jeweiligen Kohäsionskräfte, sodass es zum Versagen in dem schwächeren der beiden Fügepartnern kommt und nicht zum Versagen in der Haftvermittlerschicht [96]. [7]

Bindungskräfte und deren Reichweite

Nach Brockmann et al. [90] (vgl. Abbildung 3-12) wurden die unterschiedlichen Kräfte, deren Reichweite, Bindungsenergien sowie die jeweils theoretisch berechneten Adhäsionskräfte in einer Übersicht zusammengefasst. Anhand dieser Grafik werden folgende Punkte nochmals deutlich:

- Die Reichweite aller relevanten Kräfte (physikalisch, chemisch, Wasserstoffbrücken) ist mit < 1 nm ausgesprochen gering.
→ Ein Verbund kann also nur erzeugt werden, wenn die beiden Fügepartner auch entsprechend nah zusammengebracht werden.
- Die auftretenden Ausprägungen der van-der-Waals-Bindungen (permanente und induzierte Dipole und Dispersionskräfte) bilden gemeinsam mit den Wasserstoffbrückenbindungen die intermolekularen Kräfte und sind für die Adhäsion verantwortlich,
- dagegen sind kovalente, ionische oder metallische Bindungen allesamt chemisch und bilden vorrangig die kohäsiven Kräfte innerhalb der jeweiligen Fügepartner.
- Chemische Bindungen sind stets viel energiereicher als physikalische Bindungen [100].
- Die experimentell bestimmten Festigkeiten adhäsiver Verbunde sind wesentlich geringer als die theoretisch berechneten, da in der Praxis keine idealen Stoffkombinationen vorliegen [90].

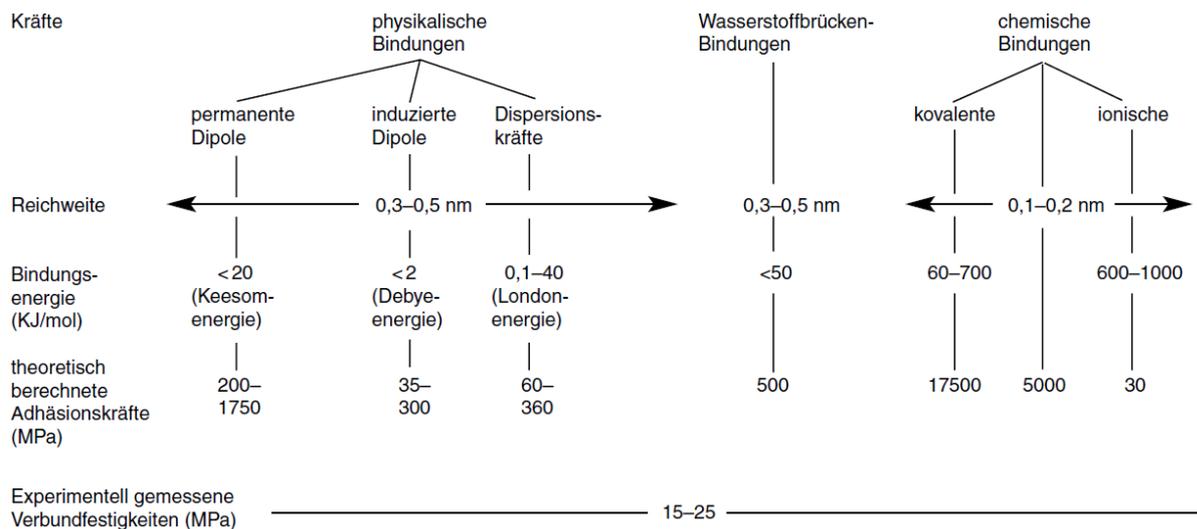


Abbildung 3-12: Bindungskräfte und deren Reichweite [90]

3.4.2. Verbindungsarten von Verbundgussbauteilen

Nach Burbach [108] wird beim Verbundguss „ein Bauteil mit makroskopisch abgegrenzten Bereichen unterschiedlicher Gebrauchseigenschaften hergestellt“. Die Art der Verbundausbildung kann kraftschlüssig, formschlüssig oder stoffschlüssig sein (vgl. Abbildung 3-13).

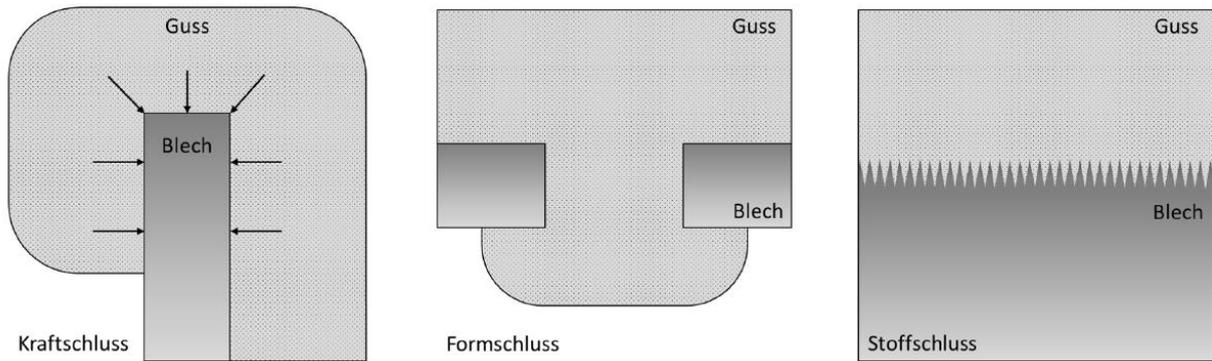


Abbildung 3-13: Schematische Darstellung von Verbindungsarten von Verbundgussbauteilen mit Blecheinleger (Bildquelle: [109])

So entsteht bei einem rein *kraftschlüssigen Verbund* ebendieser ausschließlich durch die Reibung zwischen den beiden Fügepartnern infolge der zur Fügefläche senkrecht wirkenden Kraft. Ein kraftschlüssiger Verbund entsteht beim Verbundgießen durch das Aufschrumpfen des Gusses auf einen Einleger infolge der Volumenkontraktion beim Abkühlen. Ein *formschlüssiger Verbund* hingegen wird durch Hinterschneidungen erzeugt, welche durch den Guss ausgefüllt werden. Dies entspricht dem bereits vorgestellten „Druckknopfeffekt“ aus Abbildung 3-10. Sowohl bei einem reinen Kraftschluss als auch bei einem reinen Formschluss ist die Grenze zwischen beiden Werkstoffen als scharfe, diskrete Grenze anzusehen. Bei einem *stoffschlüssigen Verbund* hingegen „hat die Ausbildung von Stoffschluss metallurgische Ursachen“ [109]. Das bedeutet, dass es in der Grenzfläche zu Erstarrungs- und Diffusionsvorgängen kommt und der Verbund durch molekulare und atomare Kräfte zusammengehalten wird. In der Praxis kommen oftmals auch Kombinationen der drei Mechanismen vor. So wird beispielsweise bei dem formschlüssigen Verbund in Abbildung 3-13 zwangsläufig auch durch die Volumenschwindung des Gusswerkstoffes gleichzeitig ein Kraftschluss erzeugt.

3.4.3. Voraussetzungen zur Verbunderzeugung zwischen Kunststoffschmelze und Substrat

Damit ein Verbund zwischen zwei Fügepartnern erzeugt werden kann, müssen gewisse Voraussetzungen erfüllt sein. Insbesondere wenn – so wie es im Mehrkomponenten-Druckgießen der Fall ist – kein makroskopischer Form- oder Kraftschluss angestrebt wird, sondern vielmehr mechanische (mikromechanische Verankerung) und spezifische Adhäsion (physikalische, chemische und thermodynamische Phänomene) (vgl. Abbildung 3-9), ist ein besonderes Augenmerk auf die Oberflächenbeschaffenheit des Substrats zu richten. Beim Mehrkomponenten-Druckgießen fungiert die Kunststoffkomponente gleichzeitig als (thermoplastischer) Schmelzklebstoff, sodass die hierfür bekannten Verarbeitungshinweise für Schmelzklebstoffe gleichermaßen

ßen Anwendung finden. Dies bedeutet, dass durch eine hohe Substrattemperatur die Benetzung verbessert wird, da die Viskosität der Kunststoffschmelze stark temperaturabhängig ist. [27]

Grundsätzlich kann darüber hinaus festgehalten werden, dass die Oberfläche zum Fügen bestenfalls frei von jeglichen Substanzen, daher staub- und fettfrei sein sollte. Dies ist beim Mehrkomponenten-Druckgießen aufgrund des Trennmittelauftrags prozessbedingt jedoch nur in Grenzen möglich. Daher ist dafür Sorge zu tragen, dass das Trennmittel nach Möglichkeit nicht in die Fügezone gelangt. Weiterhin sind strukturierte (aufgeraute) Oberflächen gegenüber sehr glatten Oberflächen vorzuziehen, da so einerseits die wahre Oberfläche erhöht wird und sich andererseits der Kunststoff im Substrat besser verklammern kann, sodass eine mikromechanische Verankerung (mechanische Adhäsion) erzeugt wird. Anzumerken ist in dem Zusammenhang, dass die Untersuchungen im Rahmen dieser Arbeit explizit nicht auf die Verbundausbildung über eine künstlich eingebrachte Strukturierung/Aufrauung abzielen.

3.4.4. Voraussetzungen für Entformbarkeit im M-HPDC

Sowohl im Druck- als auch im Spritzguss, ist die Entformung des Gussstücks ein zu berücksichtigender Aspekt bei der Werkzeugauslegung. Beiden Prozessen gemein ist hierbei, dass Werkzeuge grundsätzlich so ausgelegt werden, dass das Gussstück beim Öffnen des Werkzeuges auf der beweglichen Seite verbleibt, sodass es anschließend über das sich dort befindende Auswerfersystem entformt werden kann. Gänzlich unterschiedlich bei den beiden Prozessen ist der Einsatz von Trennmittel. So ist der Auftrag von Trennmittel im Druckguss ein wesentlicher Bestandteil des Zyklus wohingegen im Spritzguss Trennmittel nur sehr vereinzelt, und wenn überhaupt, dann auch in deutlich geringerem Umfang verwendet werden.

Für die Entformung der Aluminiumkomponente ist daher ein Auftrag von Trennmittel sehr entscheidend, nicht zuletzt um eine „gewaltsame“ Entformung zu vermeiden, welche bei einem Hybridbauteil den Verbund vorschädigen könnte. Für die Entformbarkeit der Kunststoffkomponente hingegen ist – besonders im Mehrkomponenten-Druckgießen – die Temperierung der Kunststoffkavität entscheidend, da hier deutlich höhere Werkzeugtemperaturen Anwendung finden als beim konventionellen Spritzguss üblich. Wie im vorherigen Unterkapitel beschrieben, begünstigt eine hohe Substrattemperatur, welche sich aus einer hohen Werkzeugtemperierung ergibt, die Anbindung der Kunststoffschmelze auf dem Substrat. Gleichzeitig ist eine zu hohe Werkzeugtemperierung für die Entformung kritisch, da diese das Kleben des Kunststoffes am Werkzeug begünstigt und mitunter keine ausreichende Formstabilität erreicht wird. Dies würde, gleichermaßen wie fehlendes Trennmittel in der Aluminiumkavität, zu einer Vorbelastung des Verbundes bei der Werkzeugöffnung führen. Voraussetzung für die Entformbarkeit der Kunststoffkomponente ist daher eine ausreichend geringe Werkzeugtemperatur, welche wiederum stark abhängig von dem verwendeten Kunststoff ist. [1, 60]

3.5. Werkzeugtemperierung

Im Druck- und im Spritzguss stellt die Temperierung des Werkzeuges einen wesentlichen Aspekt bei der Prozessführung dar. Im Folgenden wird zunächst auf die konventionelle Temperierung eingegangen, welche im Druck- und Spritzguss ähnlich aufgebaut ist. In diesem Zusammenhang wird exemplarisch am Druckguss verdeutlicht, welche Aspekte bei der Betrachtung des Wärmehaushaltes eines Gießwerkzeuges ebendiesen maßgeblich beeinflussen. Im darauffolgenden Unterkapitel werden unterschiedliche Möglichkeiten zur dynamischen/variothermen Temperierung von Gießwerkzeugen betrachtet. Anders als im Druckguss, wo es nach Schmidt [2] bislang keine praktischen Studien hierzu gibt, ist die Variothermie im Kunststoffspritzguss bereits seit vielen Jahren etabliert. Eine umfassende Übersicht zur Variothermie im Spritzguss liefert Deckert [110].

3.5.1. Konventionelle Temperierung

Konventionell werden die Werkzeuge im Druck- und Spritzguss fluidbasiert temperiert. Hierbei kommen als Wärmeträgermedium sowohl Öle als auch Wasser zum Einsatz. Beide Medien haben unterschiedliche Vor- und Nachteile, die im Folgenden gegenübergestellt werden. In Tabelle 3-3 wird hierzu ein Auszug der relevanten Eigenschaften dargestellt und die Vorteile grün hinterlegt.

Tabelle 3-3: Gegenüberstellung der Eigenschaften von Wärmeträgermedien (Daten aus [111])

	Wasser	Wärmeträgeröl	
		mineralisch	synthetisch
Einsatzbereich [°C]	10-200	50-300	50-350
Spez. Wärmekapazität [J/(kg K)]	4180	~2000	~2000
Spez. Wärmeleitfähigkeit [W/(m K)]	0,5	~0,1	~0,1
Siedebeginn (Atmosphärendruck) [°C]	100	200-380	200-380
Kühlleistung (Wärmeübertragung)	hoch	niedrig	niedrig
Umweltbelastung	keine	vorhanden	vorhanden
Korrosion/Verkalkung*	vorhanden	keine	bedingt/keine
Wartungsaufwand	hoch	mittel	mittel
Preis [€/l]	-	~4	~10

*Durch entsprechende Behandlung zu vermeiden

Insgesamt überwiegen oftmals die Vorteile von Wasser als Wärmeträgermedium. Gleichzeitig ist der ausschlaggebende Aspekt für die Wahl zwischen Öl und Wasser nach wie vor durch den Einsatzbereich bzw. den Fokus der Temperierung gegeben. Aufgrund der Werkzeugtemperaturen im Spritzguss, welche in den meisten Anwendungen unter 200°C liegen, oftmals sogar unter 100°C, kommen im Spritzguss meist Wassertemperiersysteme zum Einsatz. Bei Temperaturen unter 100°C ist Wasser auch in Bezug auf Sicherheit ein unkritisches Medium. Inzwischen gibt es jedoch auch eine Vielzahl an Druckwassertemperiersystemen, sodass auch eine wasserbasierte Temperierung über 100°C hinaus möglich ist. Zu beachten ist jedoch in diesem Zusammenhang, dass aufgrund des zunehmenden Dampfdrucks auch deutlich höhere Sicherheitsanforderungen an das System gestellt werden und entsprechend temperatur- und druckbeständige Schläuche etc. zum Einsatz kommen müssen.

Anders als im Spritzguss liegen die Werkzeugtemperaturen von Druckgusswerkzeugen (konkret: Aluminium-Kaltkammerdruckguss) mit bis zu 350°C deutlich höher, sodass in vielen Bereichen die Verwendung von Öl als Wärmeträgermedium unausweichlich ist [61]. Dies ist auch dann der Fall, wenn Unterkühlung vermieden werden soll und nur ein geringer Wärmeabtransport erforderlich ist. Sofern der Schwerpunkt auf der Wärmeabfuhr liegt, kommen oftmals Wassertemperiersysteme zum Einsatz, einhergehend mit einem hohen Durchfluss und/oder Druckbeaufschlagung. [2]

In hoch belasteten Bereichen (z.B. zu umgießende Kerne) besteht jedoch das Dilemma, dass genau dort große Wärmemengen abgeführt werden müssen, wo gleichzeitig nur ein sehr geringer Bauraum für die Temperierung zur Verfügung steht. Wassertemperierte Kanäle mit Verteilerrohr, Umlenklechen oder Spiralkernen können hier einhergehend mit Druckbeaufschlagung Abhilfe schaffen. Nicht zuletzt besteht hier aber auch die Möglichkeit einen Jet-Cooler einzusetzen, bei dem die hohe Energieaufnahme bei der gezielten Verdampfung von Wasser zum Abtransport der Prozesswärme aus besonders belasteten Bereichen genutzt wird. Alternativ sei an dieser Stelle auf die Möglichkeit der Impulskühlung hingewiesen. Hierbei erfolgt die Kühlung nur innerhalb eines bestimmten Prozessabschnitts, beginnend mit der Formfüllung. Auf diesem Wege kann gewährleistet werden, dass nicht zu viel Wärme abgeführt wird (s. auch nachfolgendes Unterkapitel), und gleichzeitig kann so auf mögliche Störungen im Prozess reagiert werden, da die Impulskühlung auf Echtzeit-Daten basiert. [2]

Wärmebilanz in einer Druckgussform:

Um konstant hochwertigen Guss zu produzieren, sind konstante Prozessbedingungen im Werkzeug unabdingbar. Dies ist gleichbedeutend mit der Annahme, dass die im laufenden Prozess in jedem Zyklus zugeführte Wärme auch in gleicher Höhe unmittelbar abgeführt werden muss, bzw. andersherum betrachtet, dass die Wärme, die konstant abgeführt wird, auch in jedem

Zyklus wieder zugeführt werden muss. In diesem Zusammenhang ist es sinnvoll, sich die Gesamtwärmebilanz einer Druckgussform nochmals genauer anzuschauen.

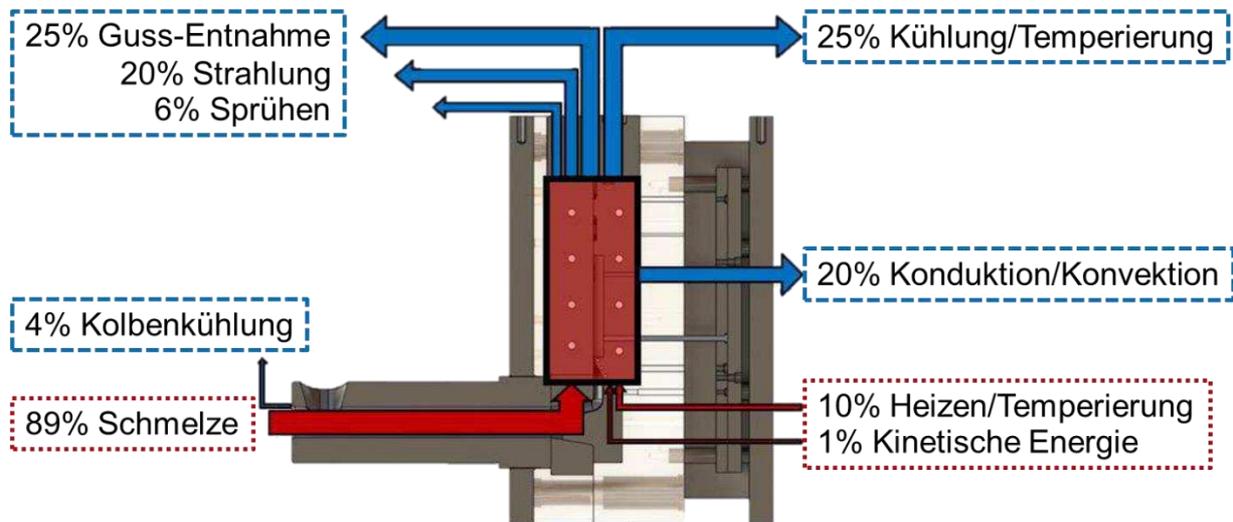


Abbildung 3-14: Wärmebilanz einer Druckgussform bei konventioneller Temperierung (Abbildung verändert nach [2], Daten aus [112])

Abbildung 3-14 zeigt alle Wärmequellen (rot) und -senken (blau), die den Druckgusszyklus beeinflussen, einhergehend mit den jeweils ungefähren Anteilen an der Wärmebilanz. Auffällig ist hierbei einerseits, dass lediglich ein Viertel der Prozesswärme über die Temperierung abgeführt wird, was gleichermaßen wie die Abfuhr durch Konduktion/Konvektion, Strahlung und über die Kolbenkühlung kontinuierlich, daher auch während Unterbrechungen und Störungen erfolgt. Im Gegensatz dazu erfolgt die Wärmezufuhr (Schmelze und kinetische Energie) zu 90% zyklusabhängig. Demzufolge können Unterbrechungen und Störungen bei konventioneller Temperierung den Wärmehaushalt eines Werkzeuges sehr schnell aus dem Gleichgewicht bringen. Im Rahmen der Druckgussforschung sollte dieser Zusammenhang dem Anwender sehr bewusst sein, da Unterbrechungen bzw. Störungen im Vergleich zu Serienprozessen wesentlich häufiger vorkommen.

3.5.2. Möglichkeiten zur dynamischen Werkzeugtemperierung im Spritzguss

Dynamische bzw. variotherme Temperiersysteme finden vorrangig im Kunststoffspritzguss Anwendung. Eine isotherme Temperierung stellt im Spritzguss stets einen Kompromiss dar, da aus prozesstechnischer Sicht sehr hohe Werkzeugtemperaturen bei der Formfüllung und gleichzeitig geringe Werkzeugtemperaturen in der Kühlphase anzustreben sind, um das Spritzgussbauteil möglichst schnell entformen zu können. Anders als im Druckguss ist der Einfluss der Werkzeugtemperatur auf den Formfüllvorgang gleichzeitig deutlich größer, da die Formfüllung länger dauert und die Viskosität der Kunststoffschmelze stark temperaturabhängig ist (vgl. Kapitel 3.2.1). Dies führt dazu, dass mit einem „heiß“ temperierten Werkzeug Oberflächenstrukturen

präziser abgebildet werden, geringere Fülldrücke erforderlich sind, Fließfronten besser wieder zusammenfließen und sogar Bindenähte durch gezielte Temperierungen „verschoben“ werden können, sodass diese in weniger sichtbaren bzw. weniger belasteten Bereichen liegen. Gleichzeitig führen jedoch höhere Werkzeugtemperierungen zu längeren Zykluszeiten, da die Temperaturdifferenz zwischen Kunststoff und Formwand maßgeblich den Wärmestrom während der Erstarrung beeinflusst und sich somit unmittelbar in der erforderlichen Kühlzeit bis zur Entformung widerspiegelt.

Aus diesem Dilemma heraus wurde für den Kunststoffspritzguss die variotherme Prozessführung entwickelt, bei der sowohl eine hohe Werkzeugtemperierung während der Formfüllung, gleichzeitig aber auch ein deutlich geringeres Temperaturniveau während der Entformung erzielt wird. Um dies zu realisieren, wurden im Laufe der letzten Jahrzehnte unterschiedliche Verfahren entwickelt, welche im Folgenden kurz vorgestellt werden sollen. Im Einzelnen sind dies:

- Variotherme Flüssigtemperierungen
- Heiz*- / Wendelrohrpatronen*
- keramische Widerstandsheizungen*
- Induktionsheizungen*
- Energieeintrag durch Strahlung*

*: für die Heizphase, i.d.R. in Kombination mit einem flüssigen Prozessmedium zur Kühlung

Variotherme Flüssigtemperierung:

Bei einer variothermen Flüssigtemperierung, daher eine rein fluidbasierte Temperierung, wird typischerweise mittels Öl oder Wasser sowohl Wärme zu- als auch abgeführt. Bei derartigen Systemen gibt es die Möglichkeit, den gleichen Temperierkreis im Werkzeug für beide Phasen zu nutzen. Dies setzt dann jedoch ein Temperiergerät voraus, welches intern über zwei Kreise sowie eine Umschalteneinheit verfügt. In diesem Fall ist das Prozessmedium für beide Phasen zwangsläufig identisch. Der Vorteil sind die geringeren Werkzeugkosten und die grundsätzliche Möglichkeit, ein derartiges System nachzurüsten, sofern die Anordnung des Temperierkanals hierfür geeignet ist. Eine weitere Möglichkeit ist die Verwendung von zwei autarken Temperiersystemen, sodass für den heißen und für den kalten Kreis jeweils eigene Temperierkanäle mit jeweils einem Temperiergerät vorhanden sind. Dies führt zu höheren Werkzeugkosten, bietet dafür aber auch die Möglichkeit, konventionelle Geräte einzusetzen und beispielsweise Öl (heißer Kreis) mit Wasser (kalter Kreis) zu kombinieren. Üblicherweise wird hierzu der kalte Kreis kavitätstah angeordnet.

Heiz- / Wendelrohrpatronen:

Sowohl bei Heiz- als auch bei Wendelrohrpatronen handelt es sich um elektrische Widerstandsheizungen. Heizpatronen bieten hierbei den Vorteil, dass kompakt eine hohe Leistung in Form

von Wärme in das Werkzeug eingebracht werden kann. Wendelrohrpatronen sind letztendlich sehr lange und dünne Heizpatronen, welche – natürlich in gewissen Grenzen – flexibel an den Bauraum angepasst werden können, daher beispielsweise mäanderförmig unterhalb dezidiert zu beheizender Bereiche verbaut werden können. Nachteilig ist hierbei die im Vergleich zu klassischen Heizpatronen geringere Leistungsdichte sowie die mechanische Anfälligkeit [113, 114]. Sowohl Heiz- als auch Wendelrohrpatronen sind in sehr vielen Standardgrößen als Katalogware verfügbar [115].

Keramische Widerstandsheizungen:

Eine Alternative zu den vorbenannten Heiz- oder Wendelrohrpatronen sind keramische Widerstandsheizungen, welche auch als Heizkeramiken bekannt sind. Der wesentliche Vorteil ist eine hohe Leistungsdichte, welche sehr kavitätsnah und gleichmäßig eingebracht werden kann [110, 116]. Dem gegenüber stehen derzeit noch immens hohe Kosten von über 10.000 € (Stand 2017) für zwei Heizkeramiken mit je 2,5 kW Heizleistung.

Induktionsheizungen:

Eine weitere Möglichkeit, kurzfristig eine hohe Leistung in ein Gießwerkzeug einzubringen, ist die Verwendung induktiver Werkzeugheizungen. Zu unterscheiden ist hierbei zwischen internen und externen Induktoren. Bei beiden wird über einen Induktor die Wärme unmittelbar in dem aufzuheizenden Werkzeugbereich erzeugt. Interne Induktoren sind fest im Werkzeug verbaut und müssen daher bereits bei der Werkzeugkonstruktion berücksichtigt werden. Den damit verbundenen höheren Werkzeugkosten steht der Vorteil gegenüber, dass über interne Induktoren auch bei geschlossenem Werkzeug Energie eingebracht werden kann [117]. Externe Induktoren werden im Regelfall über ein Handlingsystem in das geöffnete Werkzeug eingeführt. Derartige Lösungen sind nachrüstbar und nicht an ein Werkzeug gebunden. Nachteilig ist jedoch die Tatsache, dass Prozessnebenzeiten verlängert werden und dass nur in einer begrenzten Zeit Energie eingebracht werden kann. Zudem sind externe Induktoren bei sehr unebenen Kavitäten kritisch, da hierdurch die Kavität sehr ungleichmäßig aufgeheizt wird. [60, 118]

Energieeintrag durch Strahlung:

Eine eher untergeordnete Rolle spielen Peltier-Elemente und Werkzeugheizungen mittels Strahlung (Infrarot, Laser, Mikrowellen). Bei Werkzeugheizungen mittels Strahlung muss der Strahler passend zum Werkzeugmaterial ausgewählt, sowie auf die Oberfläche abgestimmt werden, da der Wirkungsgrad stark abhängig vom Reflexionsgrad ist [2]. Außerdem sind auch hier im Hinblick auf eine gleichmäßige Energieaufnahme sehr unebene Kavitäten kritisch.

Die vorgenannten Ausführungen stellen einen groben Überblick dar, da es sich auch hier um ein sehr umfangreiches Themenfeld handelt. In der Arbeit von Schmidt [2] zum Einsatz „vario-

thermer Temperiersysteme im Aluminiumdruckguss“ werden die derzeitigen Temperiermöglichkeiten sowohl für den Druck- als auch den Spritzguss sehr umfangreich dargestellt. An dieser Stelle sei daher für weitergehende Informationen auf Schmidt verwiesen.

3.5.3. Isolationswerkstoffe in Druck- und Spritzgießwerkzeugen

Neben der eigentlichen Werkzeugtemperierung wird der Temperaturhaushalt sowohl im Druck- als auch im Spritzguss mitunter auch durch sehr unterschiedliche Isolationswerkstoffe beeinflusst, welche im Werkzeugbau eingesetzt werden. Diese finden beispielsweise Anwendung, um die vom Gießwerkzeug auf die Gießmaschine abfließenden Wärmeströme (vgl. Abbildung 3-14) zu reduzieren oder aber um einzelne Bereiche im Gießwerkzeug von anderen Bereichen zumindest in Teilen thermisch zu entkoppeln. In Tabelle 3-4 sind die hierfür relevanten Größen (Wärmeleitfähigkeit λ , Wärmeausdehnungskoeffizient α , Dauergebrauchstemperatur und Maximaltemperatur) für einige Werkstoffe dargestellt.

Tabelle 3-4: Eigenschaften potentieller Werkstoffe für die Isolierplatte im Schieber

Werkstoff	λ [W/mK]	α [10^{-6} K^{-1}]	T_{dauer} [°C]	T_{max} [°C]
1.2343 ^a	27,6	13,1		
Aluminiumtitanat (ATi / Al ₂ TiO ₅) [StarCeram®AT*]	1,4	1,0/1,4 ^b		1300
Siliciumnitrid (Si ₃ N ₄) [StarCeram®]	20	3,4		1000
Titan (Ti)	15/22 ^d	8,6		635 ^b
Verbundwerkstoff aus harzgebundenem Glimmer [FRATHERNIT®SG]	0,26	10/100 ^c	500	600
Verbundwerkstoff aus harzgebundenen Füllstoffen [FRATHERNIT®2000 M]	0,12	40	350	400
Zirkonoxid (ZrO ₂) [StarCeram®Z-Al]	2	10,5		800
Luft	0,0262 ^e			

Legende/Anmerkungen

λ	Wärmeleitfähigkeit
α	Wärmeausdehnungskoeffizient
a	Formwerkstoff als Referenz, Wärmeleitfähigkeit bei 350°C; Wärmeausdehnung bei 20-500°C
b	je nach gewählter Titanlegierung
c	Werkstoffeigenschaften können in Abhängigkeit von der Anwendung und der Bauteilgeometrie abweichen
d	sehr unterschiedliche Informationen vorhanden
e	Unter Normbedingungen

In Spritzgießwerkzeugen kommen oftmals harzgebundene Isolationswerkstoffe zum Einsatz, da diese eine ausgesprochen geringe Wärmeleitfähigkeit haben. Da jedoch die Schmelztemperatur von Aluminium oberhalb der für kurzzeitige Belastungen zulässigen Maximaltemperatur liegt, ist der Einsatz dieser Werkstoffe in Bereichen kritisch, in denen diese mit Schmelze in Kontakt kommen können. Keramische Werkstoffe hingegen weisen sehr hohe Temperaturbeständigkeiten auf, haben jedoch den Nachteil, dass der Einsatz bei beweglichen Teilen mitunter problematisch sein kann, da minimaler Abrieb bzw. keramischer Staub vorhandene Passungen sehr schnell zerstören kann. An dieser Stelle sei auf die im Vergleich zu allen anderen aufgeführten Werkstoffen geringe Wärmeleitfähigkeit von Luft hingewiesen. Gezielt eingesetzt werden Luftspalte zum Teil in Spritzgießwerkzeugen, um die zu temperierende Masse zu reduzieren und damit nach dem Rüsten eines Werkzeuges nach nur sehr kurzer Aufheizzeit mit der Produktion beginnen zu können [119, 120].

3.6. Erkenntnisse aus den Vorgängerwerkzeugen Hybrid I & II

In diesem Kapitel werden die am Gießerei-Institut ermittelten und zum Teil auch in Abschlussarbeiten oder in der Literatur dokumentierten Erkenntnisse hinsichtlich der Entwicklungsarbeit des Mehrkomponenten-Druckgießens in den Unterkapiteln 3.6.1 und 3.6.3 zusammengefasst. Die Untersuchungen sind in der Zeit bis Q1/2015 am Gießerei-Institut durchgeführt worden und sind gleichzeitig die einzig bekannten Arbeiten im Rahmen dieser Prozesskombination überhaupt. Damit bilden die Erkenntnisse aus Hybrid I & II eine wesentliche Grundlage für die Werkzeugkonzipierung in Kapitel 5.2. Um dies in Bezug auf das weitere in der Arbeit diskutierte Vorgehen einzuordnen, wird jeweils in den Unterkapiteln 3.6.2 und 3.6.4 ein kurzes Zwischenfazit zu den beiden Vorgängerwerkzeugen Hybrid I & II gezogen.

3.6.1. Erkenntnisse aus Hybrid I

Der Ursprung des Hybriden Druckgießens basiert auf der Entwicklung des Hybrid-I Werkzeuges, einhergehend mit der Entwicklung einer Fertigungszelle für den Hybriddruckguss, und ist im Rahmen der Forschungsaktivitäten im Exzellenzcluster „Integrative Produktionstechnik für Hochlohnländer“ entstanden. Anlagenseitig stand für die Realisierung des Projektes eine echtzeitgeregelte Druckgießmaschine vom Typ H-630 SC der Bühler AG, Uzwil, Schweiz, zur Verfügung. Diese wurde in L-Position um ein Spritzgießaggregat der Firma Maico Presse S.p.A., Borgosatollo, Italien, erweitert.

Prozess/Werkzeugaufbau/Hintergründe:

Das Hybrid-I Druckgießwerkzeug (Abbildung 3-15) verfügt auf der beweglichen Formhälfte über einen Plattenschieber, welcher zunächst während des Druckgießens den kunststoffseitigen Überlappungsbereich verschließt. Während des Umschaltens von der Formfüllphase (2. Phase)

auf den Nachdruck (3. Phase) wird der Maschinensteuerung des Spritzgießaggregats das Startsignal für die Ablaufroutine gegeben. Im Zuge der Spritzgießroutine wird der Schieber vor dem Einspritzen des Kunststoffes zurückgezogen und somit der kunststoffseitige Überlappungsbe- reich freigegeben, sodass der Kunststoff an die noch warme Aluminiumkomponente ange- spritzt werden kann. Die beiden weiteren Kavitäten (Abbildung 3-15: mittig und links) sind für andere (vom M-HPDC unabhängige) Untersuchungen in das Werkzeug integriert worden, er- füllen aber gleichzeitig den Zweck, das Schussgewicht der Aluminiumkomponente zu erhöhen. [121, 122]

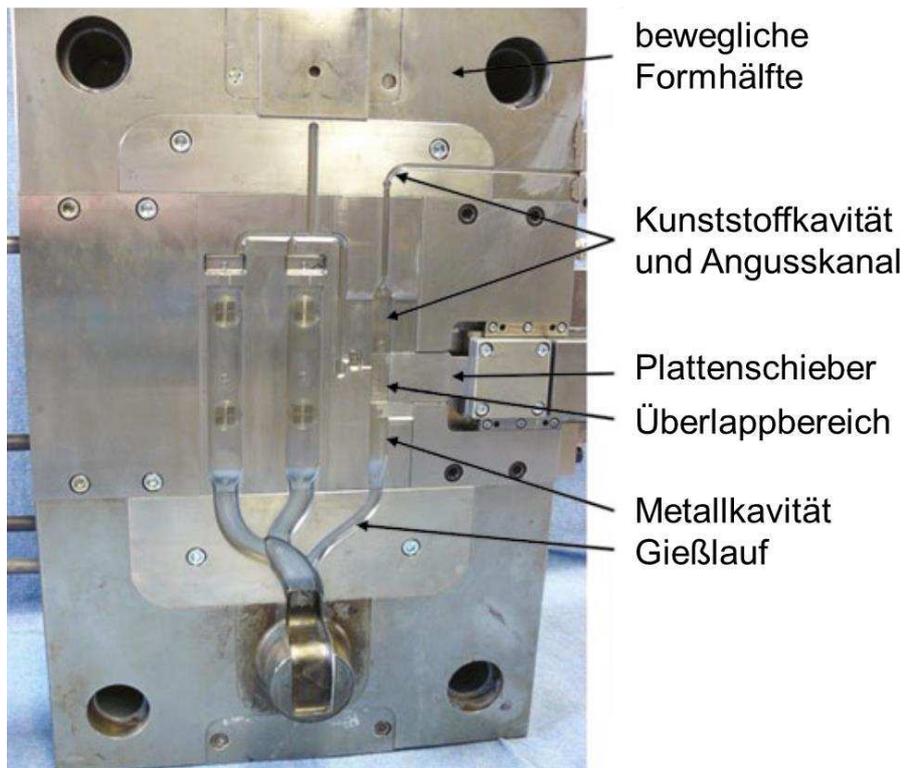


Abbildung 3-15: Werkzeug zur Herstellung eines Kunststoff-/Metall-Zug-/Scherprobekörpers [121]

An das Versuchswerkzeug wurden unterschiedliche Anforderungen gestellt. Die Anforderungen bzw. die daraus resultierende Werkzeuggestaltung sollen im Folgenden kurz erläutert werden.

Eine Anforderung besteht darin, dass die Schieberbewegung bei geschlossenem Werkzeug erfolgt, da die Anlagensteuerung der Druckgießmaschine keinen zusätzlichen Öffnungshub des Werkzeuges erlaubt. Weiterhin besteht das Ziel darin, einen adhäsiven Verbund zu erzeugen, welcher basierend auf den Erkenntnissen im „Thermischen Fügen“ (ebenfalls im Rahmen des Exzellenzclusters „Integrative Produktionstechnik für Hochlohnländer“) und den Untersuchungen von Zhao [123] erfolgen soll. Hierbei steht die Verbunderzeugung durch eine gezielte Temperaturführung im Vordergrund, wofür die „erste Wärme“, also die Wärmeenergie aus dem

gerade gegossenen Druckgussbauteil, genutzt wird. Zudem soll das Bauteil geometrisch einfach und gut prüfbar gehalten werden. Im Resultat wird die Probengeometrie in Form einer Überlappscherzugprobe realisiert, welche geometrisch einfach, gut prüfbar und nicht zuletzt auch mit überschaubarem Aufwand, z.B. mit einem Plattenschieber, zu fertigen ist. [121]

Die Probenlänge (100 mm) und -breite (20 mm) sind sowohl bei der Kunststoff- als auch bei der Metallkomponente immer gleich. Die Kunststoffdicke beträgt 6 mm, wohingegen die Metallkomponente durch Wechseleinsätze sowohl mit 2 mm als auch mit 6 mm Dicke hergestellt werden kann. Die Überlapplänge beträgt in beiden Fällen 40 mm.

Ergebnisse:

Zunächst wurden Versuche durchgeführt, bei denen sich auf die Herstellung der Aluminiumkomponente beschränkt wurde, mit dem Ziel, Erkenntnisse über den Wärmehaushalt zu sammeln. Hierzu wurde im Überlappbereich ein Thermoelement eingebracht, um den Temperaturverlauf über den Zyklus aufzuzeichnen. In Abbildung 3-16 ist der so gemessene Temperaturverlauf exemplarisch dargestellt. Es wurde die Annahme getroffen, dass eine Substrattemperatur von 200°C für den Fügeprozess erforderlich ist, sodass bei der 2 mm Probe ca. zwei Sekunden und bei der 6 mm Probe ca. fünf Sekunden verbleiben um den Kunststoff anzuspritzen, jeweils gemessen ab dem Eintreffen der Schmelze in der Fügezone, was dem Peak in Abbildung 3-16 entspricht. Aufgrund der Tatsache, dass die Maschinensteuerung erst zwei Sekunden nach dem Einspritzen das Ziehen des Schiebers freigibt und infolgedessen ein Anspritzen des Kunststoffes bei einer Substrattemperatur von mindestens 200°C bei der 2 mm Probe nicht möglich ist, werden die darauffolgenden Untersuchungen ausschließlich mit der 6 mm dicken Aluminiumprobe durchgeführt. [121]

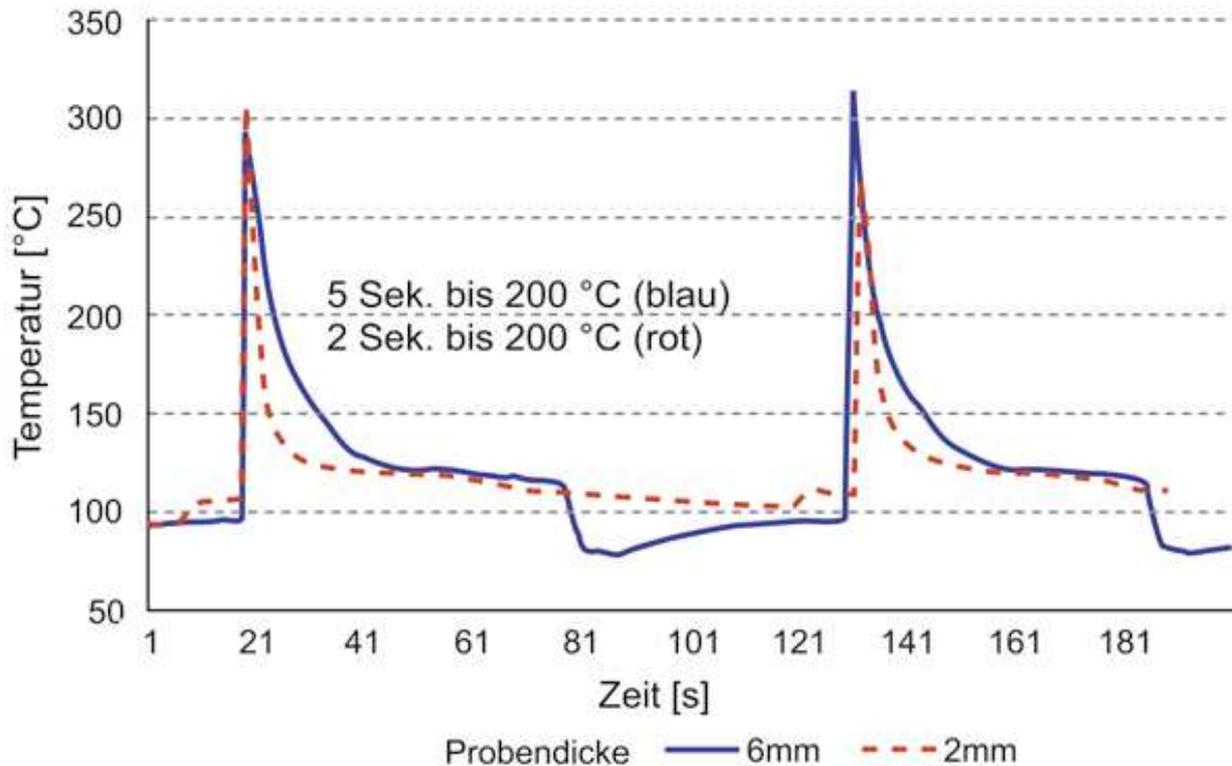


Abbildung 3-16: Temperaturverlauf im Überlappungsbereich einer 2 mm und einer 6 mm dicken Aluminiumprobe [121]

In den weiteren Untersuchungen ist die Erkenntnis erzielt worden, dass die bis dahin verwendeten Gießparameter, welche denen vom Hersteller empfohlenen entspricht, nicht praktikabel sind, um einen Verbund zu erzeugen. Infolgedessen wird die Temperierung dahingehend angepasst, dass die Temperatureinstellungen im Metallbereich bis fast an den Schmelzpunkt des verwendeten Kunststoffes angehoben werden. Dies führt dann jedoch dazu, dass aufgrund des geringen Temperaturgradienten die Wärmeabfuhr nicht schnell genug erfolgen kann, um eine ausreichende Formstabilität innerhalb der maximal möglichen und durch die Maschinensteuerung limitierten Zuhaltezeit (90 s) zu gewährleisten.

Durch weitere Anpassung der Prozessparameter ist es letztendlich gelungen, einen Verbund zu erzeugen und die Haftungsfläche (vgl. Abbildung 3-17) zu maximieren. Dies liegt sowohl einer Erhöhung der Massetemperatur des Kunststoffes (PA6GF30) sowie einer Erhöhung der Werkzeugtemperierung zugrunde. Gleichzeitig wird hierbei aber das bereits erwähnte Problem der Entformbarkeit aufgrund der limitierten Zuhaltedauer von 90 s verstärkt. Bereits zu diesem Zeitpunkt wird der Einsatz variothermer Temperiertechnik als möglicher Ausblick in Betracht gezogen. Die maximal gemessenen Festigkeiten der Verbundproben liegen bei knapp 6 MPa. [121]

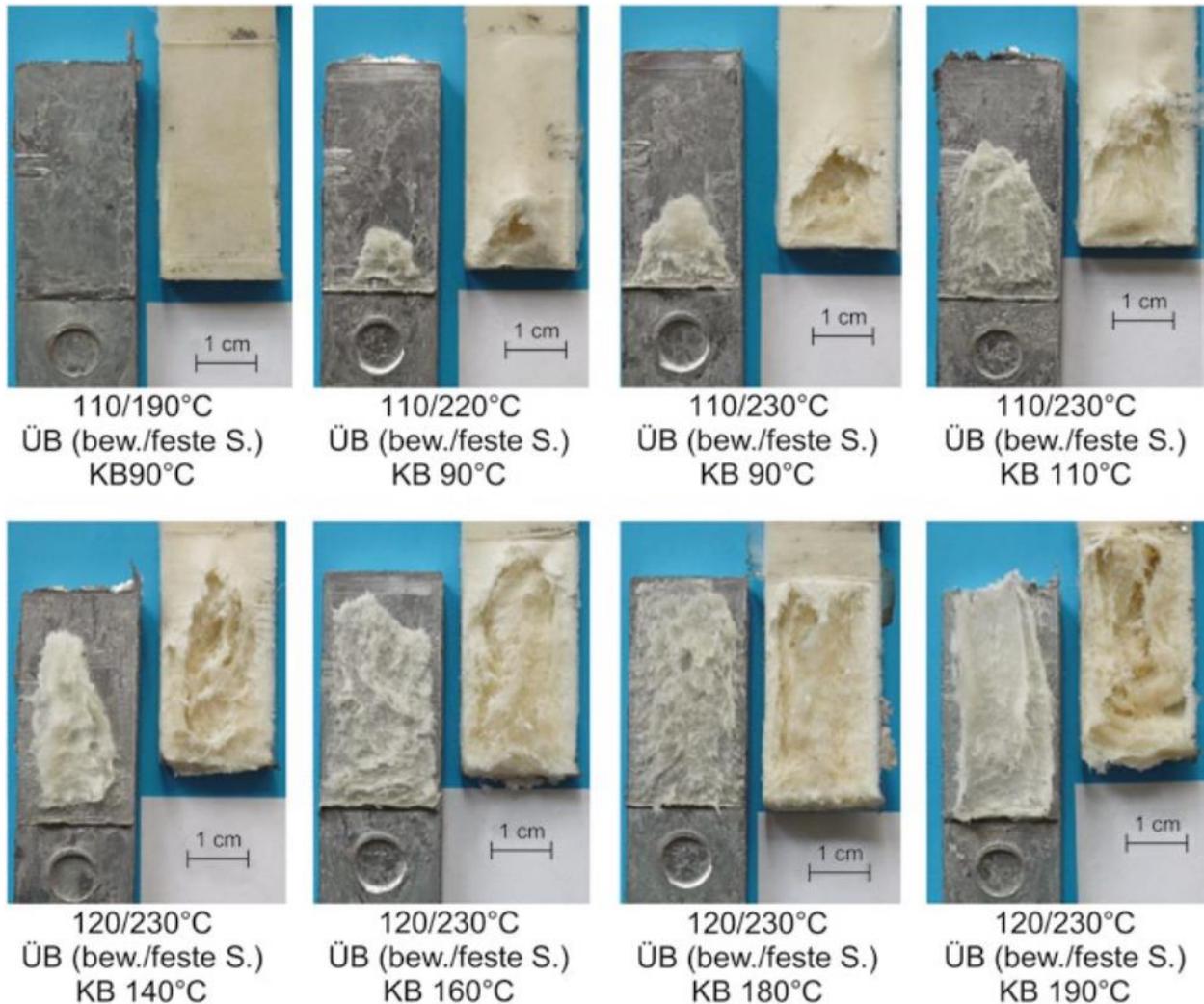


Abbildung 3-17: Auswirkung der Temperaturerhöhung im Kunststoff- und Überlappungsbereich (ÜB: Übergangsbereich; KB: Kunststoffbereich) (Bildquelle [121])

3.6.2. Zwischenfazit Hybrid I

Mit dem Hybrid-I Werkzeug wurde erstmalig der Aluminium-Druckguss mit dem Kunststoff-Spritzguss in einem Werkzeug kombiniert. Alleine die Realisierung eines Anlagenaufbaus, der diese beiden Verfahren kombiniert, sowie das Erzeugen von ersten Verbundbauteilen ist als Erfolg zu bewerten. Gleichzeitig zeigen die Untersuchungen aber auch, dass noch erheblicher Forschungsbedarf besteht, um ein fundiertes Prozessverständnis für diese Hybridtechnik zu erzielen.

Abbildung 3-17 verdeutlicht, wie elementar der thermische Einfluss beim adhäsiven Fügen von Aluminium und Kunststoff ohne die Verwendung von Haftvermittlern ist. Den Ausführungen in Brecher et al. [121] ist jedoch nicht zu entnehmen, unter welchen Bedingungen die Bauteile geprüft wurden, bzw. ob es sich bei den in Abbildung 3-17 gezeigten Proben tatsächlich um mechanisch bei Raumtemperatur geprüfte Proben handelt. Vielmehr ist zu vermuten, dass die

Proben bereits beim Entformen aus dem Werkzeug mechanisch zerstört wurden und die Adhäsionskräfte zwischen der Kunststoff- und der Aluminiumkomponente mit zunehmenden Temperaturen die Kohäsionskräfte des noch nicht vollständig erstarrten Kunststoffes überschritten haben und in Folge dessen das in Abbildung 3-17 zu erkennende Bruchbild entstanden ist. Indizien hierfür sind einerseits die sehr deutlich sichtbare Bruchdehnung bei den Proben, welche den sonst üblichen Bruchdehnungen von PA6GF30 (einstelliger Prozentbereich) gegenübersteht, sowie die Tatsache, dass die plastische Verformung in Folge der Bruchdehnung senkrecht zur Bruchfläche erfolgt ist, wohingegen eine flächige Fügeverbindung üblicherweise auf Scherung, also durch einen Kräfteintrag parallel zur Fügefläche, geprüft wird.

In Brecher et al. [121] wird weiterhin von den Ergebnissen der Zugprüfungen berichtet. Bei den Untersuchungen können Zugfestigkeiten von knapp 6 MPa erreicht werden. Um das Prozessverständnis zu verbessern ist diese Information aber dann wertvoll, wenn für die zu prüfende Probe über Thermoelemente die tatsächlichen Temperaturen im Werkzeug und in unmittelbarer Nähe zur Fügefläche ermittelt werden können. Dies ist jedoch mit dem Hybrid I Werkzeug nicht möglich. Um darüber hinaus eine bessere Vergleichbarkeit zu anderen Herstellungsverfahren (thermisches Fügen, Kleben, etc.) herzustellen, wäre zudem die Verwendung einer genormten Probengeometrie (z.B. nach DIN EN 1465 [124]) sinnvoll. Nicht zuletzt erlaubt die verwendete Probengeometrie keine Rückschlüsse darauf, inwiefern die gemessenen Zugfestigkeiten zumindest in Teilen auch auf eine form- bzw. kraftschlüssige Verbindung zwischen den Fügepartnern zurückzuführen sind. Durch die Schwindung der Aluminiumkomponente in Folge der Abkühlung bis zum Eintreffen der Kunststoffschmelze entsteht unweigerlich ein Spalt seitlich der Aluminiumkomponente. Bei der verwendeten Geometrie wird dieser mit Kunststoffschmelze gefüllt, sodass es zwangsläufig zu seitlichen Anhaftungen kommt, die bei der Bewertung des Verbundes berücksichtigt werden müssen.

In Kapitel 3.6.1 wurde bereits ausgeführt, dass die weiteren Kavitäten im Werkzeug unter anderem den Zweck erfüllen, das Gießvolumen zu erhöhen. Aufzeichnungen aus den Versuchen kann entnommen werden, dass dies (trotz der weiteren Kavitäten) in Summe einem Kammerfüllgrad von ca. 13% entspricht. Nogowizin [125] gibt einen Kammerfüllgrad von 50-70% als sinnvoll an und Brunhuber [64] erachtet Anfangsfüllgrade von mindestens 50% als geeignet. Einer der Gründe hierfür ist das ungünstige Verhältnis von der Kontaktfläche zwischen Gießkammer und Schmelze zum Schmelzevolumen, welches in Hinblick auf einen möglichst geringen Wärmeverlust eine gewisse Mindestfüllung der Gießkammer voraussetzt. Mit den gesammelten Erkenntnissen (z.B. Temperaturverlauf in Abbildung 3-16) sollte diesem Aspekt besonders Rechnung getragen werden, da gerade der thermische Einfluss bei der Hybridfügetechnik im Vordergrund steht. Gleichzeitig muss natürlich auch berücksichtigt werden, dass im Forschungsumfeld nicht für jedes Projekt die ideal geeignete Druckgießmaschine beschafft werden

kann, sondern vielmehr gewisse Rahmenbedingungen mitunter durch bereits vorhandene Anlagentechnik gegeben sind.

Weiterhin wurde in den Versuchen festgestellt, dass der Schieber sehr fehleranfällig ist. Da sich der Schieber parallel zur Trennebene bewegt und die Bewegung aufgrund von bereits benannten Restriktionen der Anlagensteuerung bei anliegender Schließkraft erfolgen muss, werden sehr hohe Anforderungen an die Passung gestellt. Hinzu kommt, dass das thermische Prozessfenster erst einmal ermittelt werden muss, wodurch die Passung zwischen Schieber und Werkzeug nochmals schwerer einzustellen ist.

3.6.3. Erkenntnisse aus Hybrid II

Das Demonstratorwerkzeug „Hybrid I“ (vgl. Abschnitt 3.6.1 und Abschnitt 3.6.2) diente dazu, erste Erfahrungen mit der Anlagentechnik und hinsichtlich der Verbundbauteilerzeugung zu sammeln. Dies erfolgte Anhand einer Überlappscherzugprobe, welche sich aufgrund ihrer Geometrie grundsätzlich für die Ermittlung von Verbundfestigkeiten eignet.

Mit „Hybrid II“ erfolgt der Transfer von einem reinen Probekörper zu einem praxisnahen Demonstratorbauteil. Bei dem Demonstratorbauteil (s. Abbildung 3-18) handelt es sich um ein Strukturbauteil in Anlehnung an den sog. „Erlanger Träger“. In der Geometrie von Hybrid II werden die Vorteile der vergleichsweise hohen Festigkeiten von Aluminium mit den guten gewichtsspezifischen mechanischen Eigenschaften einer Kunststoffverrippung kombiniert.

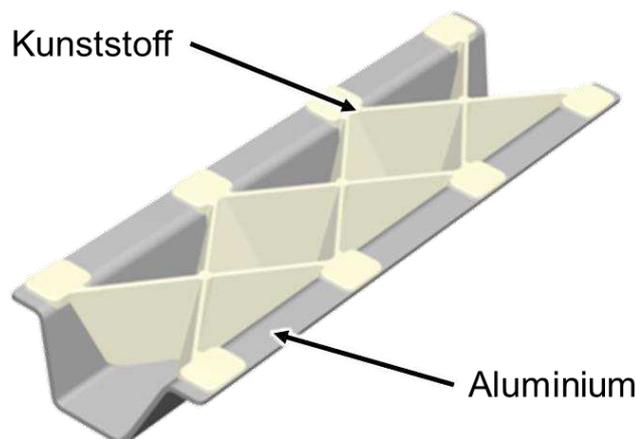


Abbildung 3-18: CAD-Modell des Demonstratorbauteils „Erlanger Träger“ (Bildquelle [121])

Im Folgenden werden zunächst der Werkzeugaufbau, die Hintergründe zum Versuchswerkzeug sowie eine im Rahmen der Untersuchung entwickelte Prüfvorrichtung thematisiert. Im Anschluss erfolgt die Vorstellung der Erkenntnisse aus der Inbetriebnahme sowie der wichtigsten Ergebnisse. Die Beschreibungen, Erkenntnisse und Ergebnisse basieren vorrangig auf nicht veröffentlichten Abschlussarbeiten, welche wie bereits erwähnt bis Q1/2015 am Gießerei-Institut

erstellt worden sind. Hierbei basieren die Inhalte in den Unterkapiteln „Werkzeugaufbau/Hintergründe/Bauteilprüfung“ und „Erkenntnisse aus der Inbetriebnahme“ vorrangig auf Erkenntnissen, welche im Rahmen der Abschlussarbeit von David Hennecke [126] ermittelt wurden. Die Inhalte im Unterkapitel „Durchgeführte Untersuchungen/Ergebnisse“ basieren hingegen vorrangig auf den Erkenntnissen, welche im Rahmen der Abschlussarbeit von Malte Siekmann [127] ermittelt wurden. Da viele Informationen nicht unmittelbar aus diesen nicht veröffentlichten Arbeiten stammen, sondern auch aus persönlichen Mitteilungen im Rahmen von Gesprächen mit langjährigen Mitarbeitern des Gießerei-Instituts, können die Ausführungen in Unterkapitel 3.6.3 nicht alle mit Quellenangaben belegt werden, da dies aufgrund der vorliegenden Informationslage nicht gewährleistet werden kann. Jedoch tragen diese Informationen zur besseren Nachvollziehbarkeit dieser Arbeit bei, sodass an dieser Stelle nicht auf die Ausführungen verzichtet werden soll.

Werkzeugaufbau/Hintergründe/Bauteilprüfung

Das Hybrid II Werkzeug besteht aus einer festen und einer beweglichen Formhälfte (Abbildung 3-19). In der beweglichen Formhälfte des Werkzeuges sind unter anderem die beiden Schieber M1 und M2 integriert.

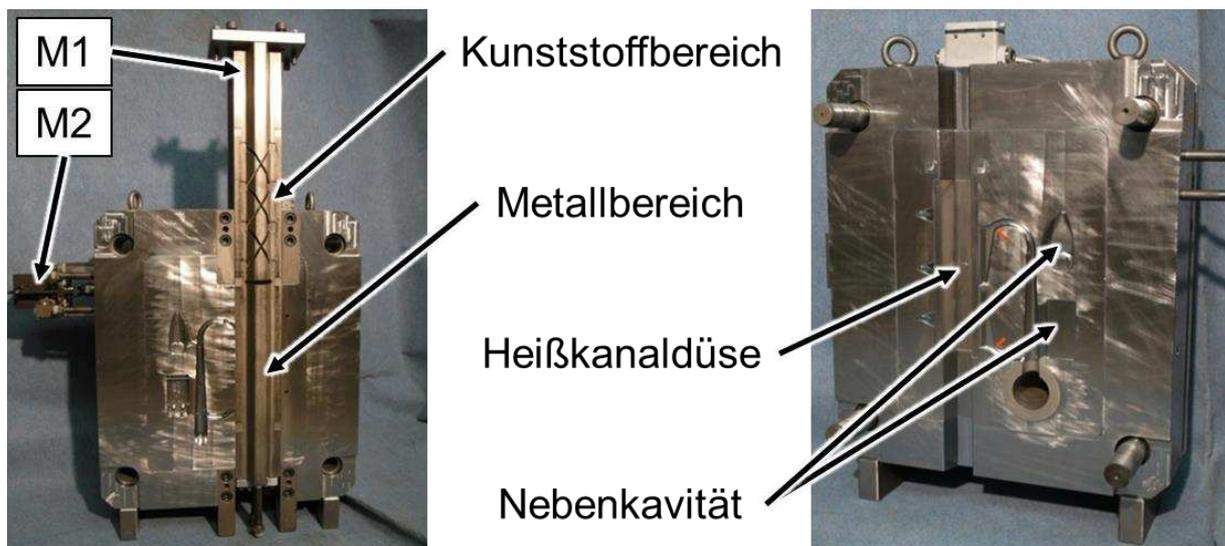


Abbildung 3-19: „Hybrid-II“ Versuchswerkzeug (links: bewegliche Formhälfte mit Schieber, rechts: feste Formhälfte). (Bilddatei verändert auf Basis von [126])

Der Vertikalschieber M1, teilt sich in „Kunststoffbereich“ und „Metallbereich“. Hierbei gibt die Bezeichnung den Werkstoff an, welcher in der jeweiligen Schieberposition vergossen wird. In Abbildung 3-19 (links) befindet sich der Schieber in der Metallposition. Der Schieber M1 wird jeweils in den Endlagen durch den zweiten Schieber M2 verriegelt, sodass ein ungewolltes Verfahren ausgeschlossen werden kann. Die Schieber verfügen jeweils über Endschalter, welche für Freigaben im Rahmen des Programmablaufes genutzt werden. Neben der eigentlichen Bau-teilkavität zur Herstellung des Hybridbauteils (s. Abbildung 3-18) sind noch Nebenkavitäten

(Briefbeschwerer und Flaschenöffner) in das Werkzeug integriert. Die Geometrie ist hierbei zweitrangig, vielmehr dienen die Nebenkavitäten dazu, das Schussgewicht zu erhöhen, um einen technisch sinnvollen Kammerfüllgrad zu erzielen. Nicht zuletzt wird damit auch der Schwerpunkt der Sprengfläche weiter in die Werkzeugmitte verlagert, um eine gleichmäßigere Belastung des Werkzeuges zu erzielen.

Bei dem Hybrid II Werkzeug (Abbildung 3-19) bestand die Möglichkeit, das Versuchswerkzeug von Grund auf zu gestalten. Die Gestaltung war nicht an Einschränkungen in Folge eines bestehenden Formrahmens gebunden, welcher aus Kostengründen hätte weitergenutzt werden sollen. Dennoch waren auch bei der Gestaltung von Hybrid II einige Randbedingungen einzuhalten.

Da die bestehende Anlagentechnik (vgl. Kapitel 3.6.1) aus den Untersuchungen mit Hybrid I weiterhin zum Einsatz kommt, sind folgende Aspekte zu berücksichtigen:

- Position des Spritzgießaggregats auf der dem Bediener abgewandten Seite an der festen Formhälfte
- Freiraum für Schieberbewegung sowie Schieberbewegung bei geschlossenem Werkzeug

Durch die im Kunststoffspritzguss etablierte Heißkanaltechnik bestehen hohe Freiheitsgrade hinsichtlich der Schmelzuführung des Kunststoffes im Werkzeug. Bei der gewählten Anordnung wird die Kunststoffschmelze seitlich (an der vom Bediener abgewandten Seite) vom Spritzgießaggregat an den Heißkanal übergeben, welcher sich in der festen Formhälfte befindet. Die Schmelzuführung ist so ausgelegt, dass die Düse des Heißkanals genau in der Trennebene mündet und dort die Schmelze in die Kunststoffkavität, welche sich zwischen Aluminiumkomponente und beweglicher Formhälfte befindet, gespritzt wird. Hierfür ist lediglich ein L-förmiger Heißkanal erforderlich.

Die Anordnung des Schiebers und die erforderliche Schieberbewegung des unter Schließkraft geschlossenen Werkzeugs sind hingegen wesentlich anspruchsvoller. Die Realisierung der Schieberbewegung bei geschlossenem Werkzeug ist jedoch aufgrund von Randbedingungen der Maschinensteuerung auch bei Hybrid II nicht anders zu realisieren. Der Schieber bildet, je nach Position, einen Teil der Metall- bzw. der Kunststoffkavität ab. Aus diesem Grund wird jeweils eine Temperierung integriert, sodass die Teilbereiche den jeweiligen Werkstoffanforderungen entsprechend temperiert werden können. Weiterhin muss der Schieber so positioniert werden, dass es trotz der langen Verfahrswege nicht zu Kollisionen mit anderen Komponenten kommt. Dies führt zu einer vertikalen Anordnung des Schiebers M1, da sowohl oberhalb als auch unterhalb des Werkzeuges der entsprechende Freiraum zur Verfügung steht, und an den jeweiligen Enden des Schiebers die Temperierleitungen herausgeführt werden können.

Um die Verbundfestigkeit der mit Hybrid II hergestellten Demonstratorbauteile untersuchen zu können, wurde im Rahmen der Diplomarbeit von Hennecke [126] unter anderem eine Prüfvorrichtung konstruiert und ausgelegt. Die Drei-Punkt-Biegevorrichtung (Abbildung 3-20) ermöglicht es, die Hybridbauteile auf einer Quasistatischen-Universalprüfmaschine hinsichtlich ihrer mechanischen Eigenschaften zu prüfen. Die Prüfvorrichtung besteht aus einer Grundplatte, auf der die unteren Auflager variabel montiert werden können, sowie einem Biegestempel. Auflager und Biegestempel sind entsprechend der Bauteilgeometrie (Abbildung 3-18) angepasst. Durch einen zweiten Satz Auflager ist auch die Prüfung von um 180° gedrehten Bauteilen möglich. Exemplarisch ist hierfür eines der beiden unteren Auflager in Abbildung 3-20 dargestellt.

Üblicherweise werden Drei-Punkt-Biegeversuche nach DIN EN ISO 7438 [128] durchgeführt. Aufgrund der praxisnahen Geometrie des Erlanger Trägers musste jedoch hiervon abgewichen werden, sodass die Bauteile lediglich untereinander vergleichend geprüft werden können.

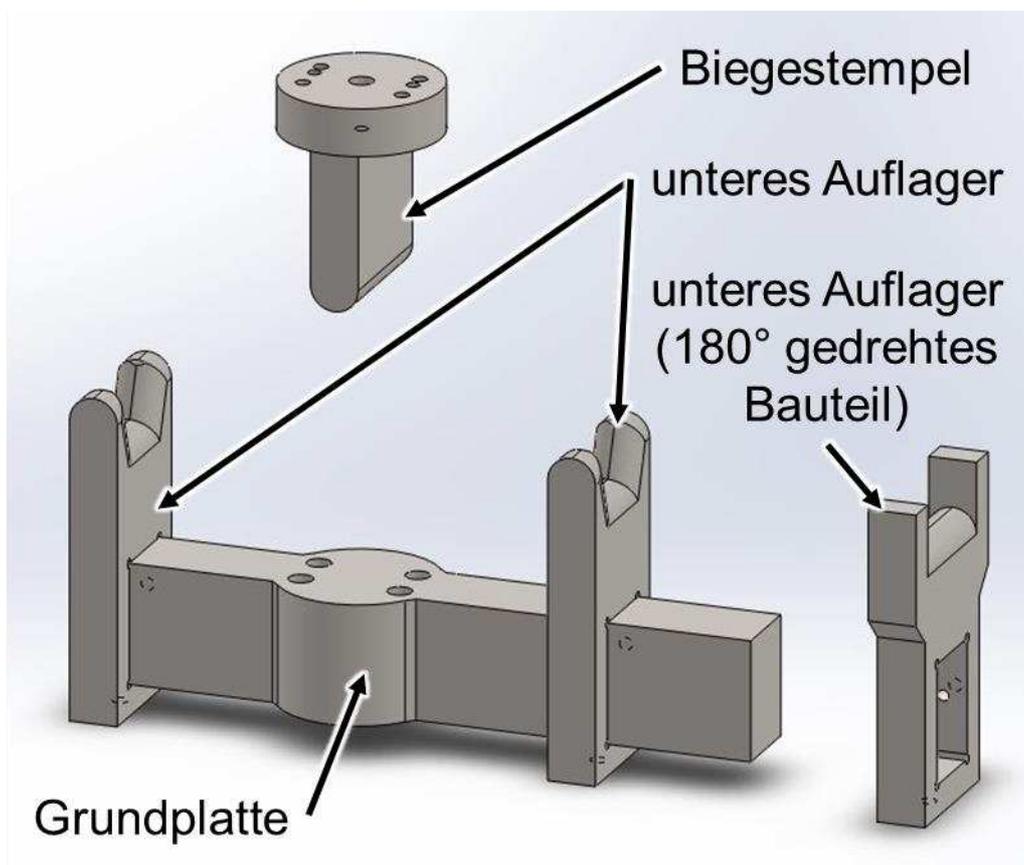


Abbildung 3-20: CAD-Modell der Drei-Punkt-Biegevorrichtung (Bilddatei verändert auf Basis von [126])

Erkenntnisse aus der Inbetriebnahme

Analog zu den Untersuchungen mit Hybrid I werden auch bei Hybrid II zunächst umfangreiche Untersuchungen ohne Schmelze durchgeführt. Hierzu zählen einerseits Temperierversuche zur Ermittlung der Wärmeverteilung im Werkzeug als auch die Ermittlung geeigneter Verfahrensparameter (Druck, Geschwindigkeit, Temperatur) für die Schieber. Im Anschluss werden die ersten Gießversuche mit Aluminium durchgeführt und erst im letzten Schritt wird durch die Einbindung des Spritzgießprozesses mit der Herstellung von Hybridbauteilen begonnen.

Bei den Temperierversuchen werden Messungen der Temperaturverteilung mittels Infrarot-Thermographie durchgeführt. Aufgrund des Fokussierbereiches der Wärmebildkamera muss diese außerhalb des Zwischenraumes von beweglicher und fester Formhälfte positioniert und schräg auf die Kavität der beweglichen Formhälfte ausgerichtet werden. Da erwartungsgemäß die Infrarot-Thermographie auf blankem Werkzeugstahl keine sinnvollen Messwerte ermöglicht, wird auf die zu messende Kavitätsoberfläche Graphitschichte aufgesprüht. Anhand von Vergleichsmessungen mittels Thermoelementen (s. Abbildung 3-21) wird an vier Messpunkten jeweils für unterschiedliche Temperaturen gezeigt, dass die Messwerte plausibel sind und sich zur Bewertung der Temperaturverteilung im Werkzeug eignen.

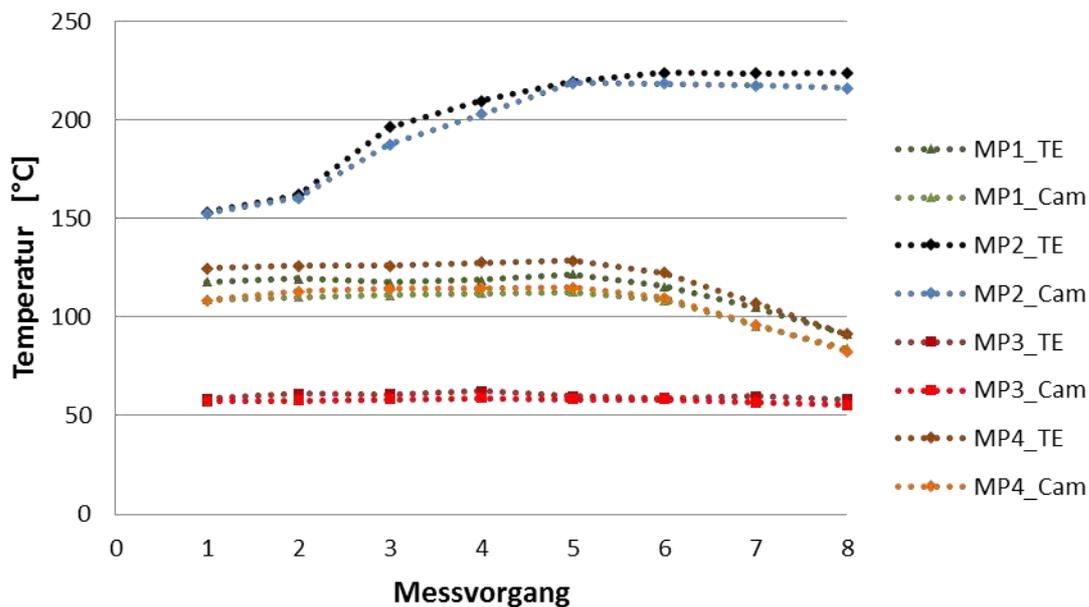


Abbildung 3-21: Kontrollmessungen mit Thermoelement (TE) zur Verifizierung der Infrarot-Thermographiemessungen (Cam) (Messdaten aus [126])

Durch die Validierung der Infrarot-Thermographie-Messungen kann im nächsten Schritt ein Zusammenhang zwischen den eingestellten Vorlauftemperaturen einzelner Temperierkreise und den effektiv im Werkzeug „ankommenden“ Temperaturen hergestellt werden. Dieser Zusam-

menhang ist insofern wichtig, als dass während der Versuche keine sinnvollen Infrarot-Thermographie-Messungen stattfinden können. Auf diesem Wege ist es zumindest möglich, in etwa abzuschätzen, welche Vorlauftemperaturen zu welchen tatsächlichen Werkzeugtemperaturen führen. Der Zusammenhang zwischen Vorlauftemperatur und gemessener Werkzeugtemperatur ist in Abbildung 3-22 dargestellt. Hierbei wird sowohl für den Temperierkreis in der beweglichen Formhälfte als auch im Schieber M1 (Metallseite) bei unterschiedlichen Temperaturen gemessen und ein annähernd linearer Zusammenhang festgestellt. Zu erkennen ist weiterhin, dass mit steigenden Temperaturen auch der effektive Wärmeverlust zunimmt, da die Wärme (neben Verlusten in den Leitungen) in Richtung der kälteren Werkzeugbereiche abfließt.

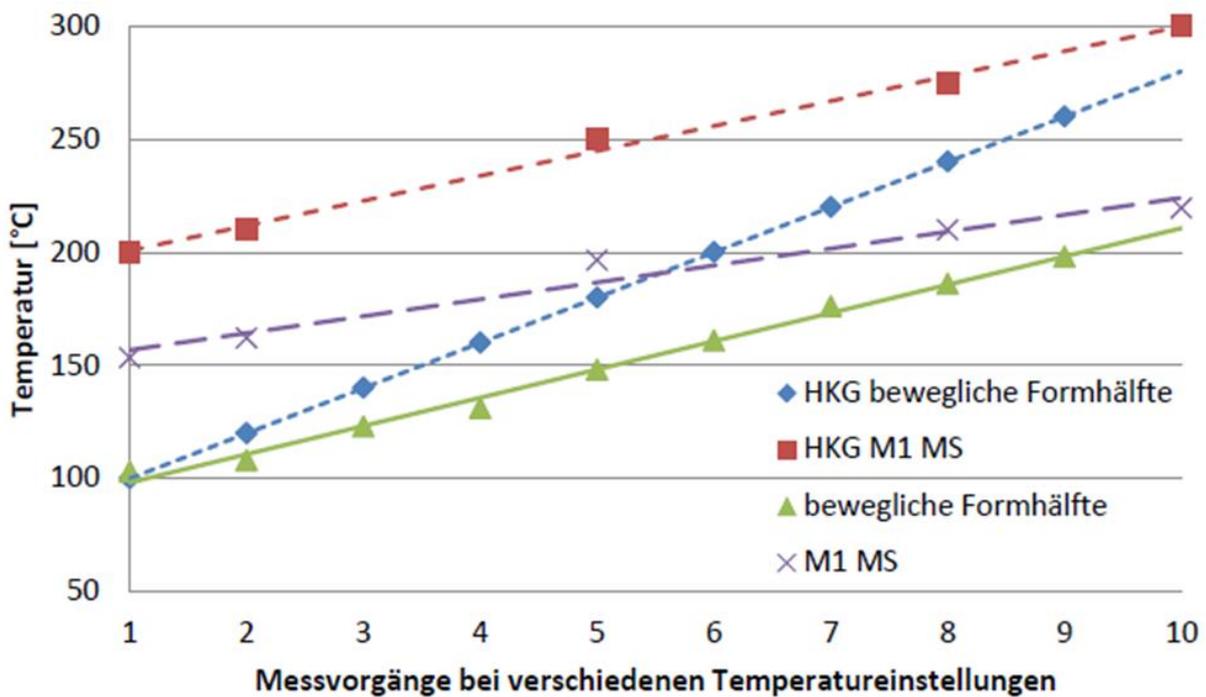


Abbildung 3-22: Diskrepanz zwischen eingestellten Vorlauftemperaturen und tatsächlich gemessenen Werkzeugtemperaturen [126]

Parallel zu den Temperierversuchen werden auch die erforderlichen Hydraulikdrücke für das störungs- und ruckelfreie Verfahren der Schieber untersucht. Hierbei werden als Ausgangspunkt für die ersten Versuche mit Schmelze die Parameter gemäß Tabelle 3-5 bestimmt. Die Parameter nach Tabelle 3-5 beziehen sich somit auf den „Trockenlauf“ bei anliegender Schließkraft ohne Schmelze.

Tabelle 3-5: Erforderliche Hydraulikdrücke für störungsfreie Schieberbewegung im „Trockenlauf“ (Daten nach [126])

Temperierkreis [-]	Temperatur [°C]	Druck [bar]	
Vorlauf C1	260	M1 einfahren	85
Vorlauf C2	300	M1 ausfahren	40
Vorlauf B1	260	M2 einfahren	25
Vorlauf Wasser	60	M2 ausfahren	25

Die Parameter nach Tabelle 3-5 bilden somit die Ausgangslage für die ersten Versuche mit Schmelze. Hierbei hat sich gezeigt, dass eine erhebliche Anpassung der Parameter erforderlich ist, um auch bei den tatsächlichen Gießversuchen die Schieberbewegung zuverlässig realisieren zu können, sodass die Parameter nach Tabelle 3-6 ermittelt werden.

Tabelle 3-6: Angepasste Parameter, die eine zuverlässige Schieberbewegung beim Gießen ermöglichen (Daten nach [126])

Temperierkreis [-]	Temperatur [°C]	Druck [bar]		
Vorlauf C1	160	M1 einfahren	85	
Vorlauf C2	160	M1 ausfahren	50	
Vorlauf B1	160	M2 einfahren	115	
Vorlauf Wasser	60	M2 ausfahren	70	
Gießgeschwindigkeit [m/s]		Gießdruck [bar]	Schließkraft [kN]	
v ₁ =0,6	v ₂ =0,6	v ₃ =0,8	350	5500

Bei Vergleich der Parameter nach Tabelle 3-5 und Tabelle 3-6 ist unschwer zu erkennen, dass hier eine erhebliche Anpassung der Parameter erfolgt ist, um das einwandfreie und ruckelfreie Verfahren der Schieber zu ermöglichen. Die so ermittelten Parameter sind jedoch aus gießtechnischer Sicht mitnichten optimal und nach den bereits gesammelten Erkenntnissen aus Hybrid I auch nicht zielführend für die Realisierung eines Verbundes.

Aus den vorgenannten Gründen werden die Gießparameter erneut angepasst und die Temperaturen wieder entsprechend den Anforderungen für den Hybridguss gewählt, auch wenn hierfür erhebliche Probleme mit dem Schieber in Kauf genommen werden müssen. Für die Hybridversuche werden die Temperaturen der einzelnen Temperierkreise so angepasst, dass ca. 200°C über den gesamten Metallfließbereich erreicht werden und die Kunststoffkavität gemäß den Empfehlungen des Materialherstellers auf 80°C temperiert wird. Es ergeben sich somit die Vorlauftemperaturen nach Tabelle 3-7 als Ausgangslage für die ersten Hybridversuche.

Tabelle 3-7: Vorlauftemperaturen für die Hybridversuche (Daten nach [126])

Temperierkreis [-]	Temperatur [°C]
Vorlauf C1	260
Vorlauf C2	250
Vorlauf B1	260
Vorlauf Wasser	80

Durchgeführte Untersuchungen/Ergebnisse

Im Folgenden werden die Erkenntnisse aus den Versuchen dargestellt, welche der Inbetriebnahme folgten. Hierbei werden, ausgehend von den im Vorfeld ermittelten Prozessparametern (Tabelle 3-6 und Tabelle 3-7) mit verschiedenen Parameterkombinationen, Verbundbauteile hergestellt, welche makroskopisch beurteilt, auflichtmikroskopisch untersucht und mechanisch geprüft werden. Je Versuchspunkt werden zehn Bauteile hergestellt und bewertet.

Makroskopische Beurteilung:

Die Bauteile werden zunächst optisch anhand definierter Kriterien (Tabelle 3-8) bewertet. Hierbei werden nur Bauteile für die mechanische Prüfung zugelassen, welche keine Defekte aufweisen. Abbildung 3-23 zeigt typische Gussfehler, welche bei der makroskopischen Beurteilung aufgefallen sind. Basierend auf den Bewertungskriterien können je Versuchspunkt nur drei Bauteile für die mechanische Prüfung freigegeben werden. Bereits durch diese Tatsache zeigt sich, dass der Prozess deutlichen Schwankungen unterliegt und noch nicht stabil ist.

Tabelle 3-8: Bewertungskriterien bei der makroskopischen Beurteilung (Zusammenfassung basierend auf [127])

Metallkomponente	Kunststoffkomponente	Anbindung
Kavität vollständig ausgefüllt		Sichererer Verbund zwischen Kunststoff und Al
	Verzug	
Rissbildung	Thermische Zersetzung	
Oberflächenbeschaffenheit	Blasenbildung	
Kaltfließstellen		

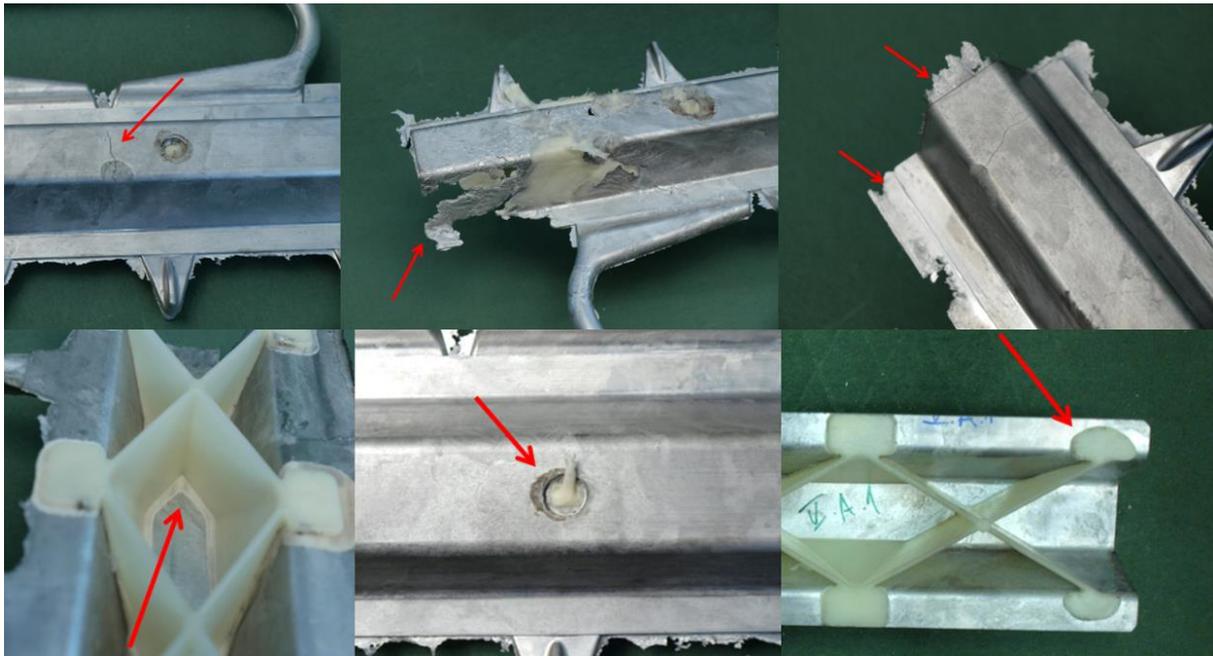


Abbildung 3-23: Typische Bauteilfehler im Metallbereich (oben) und im Kunststoffbereich (unten) [127]

Auflichtmikroskopie:

Mittels Auflichtmikroskopie soll eine mögliche Spaltbildung zwischen Kunststoff und Aluminiumbauteil begutachtet und durch Messungen quantifiziert werden. Anhand von Abbildung 3-24 ist zu erkennen, in welchem Bereich sich die vier Messpunkte für die Spaltbreitenmessungen (mit je fünf Einzelmessungen) befinden. Im Vorfeld wurden die Proben zunächst mit einem Kaltharz-Einbettmittel auf Epoxidharzbasis eingebettet, welches nur eine sehr geringe Temperaturentwicklung (<40°C) aufweist.

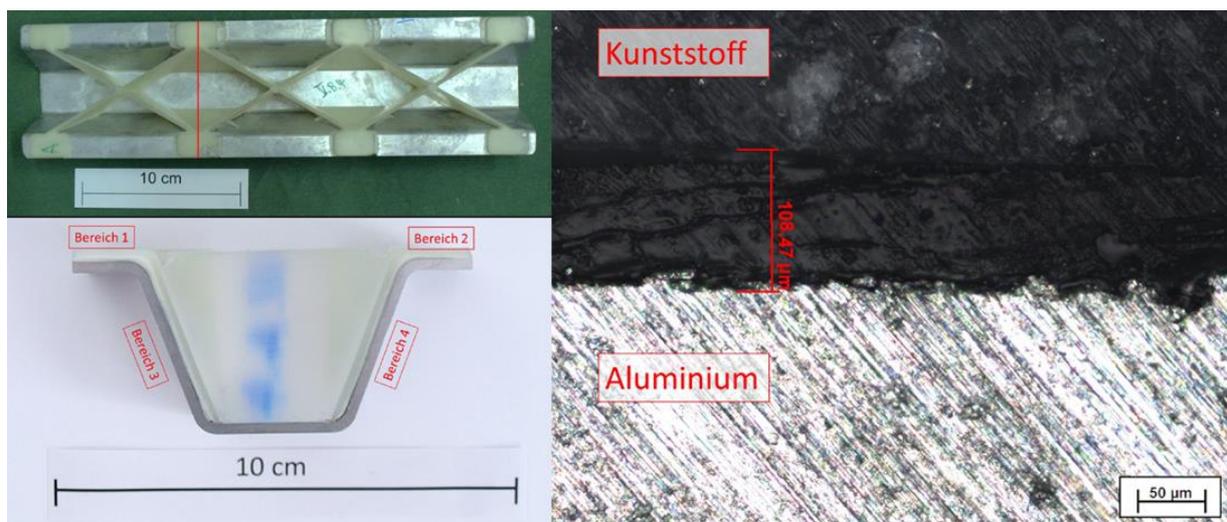


Abbildung 3-24: Position des Trennschnittes (o.l.), Kennzeichnung der vier Messbereiche für die Spaltbreitenmessung (u.l.) und exemplarische Messung (r) [127]

Die Messergebnisse der Versuchsreihe sind in Tabelle 3-9 dargestellt. Ohne hier ins Detail gehen zu wollen, ist unschwer zu erkennen, dass gerade einmal bei zwei Proben jeweils einer der vier Messpunkte im Mittelwert eine Spaltweite von 0 μm , also keinen messbaren Spalt aufweist. Dies bedeutet folglich, dass es bei allen anderen untersuchten Proben in den vier Messbereichen nicht zu einer Verbundausbildung gekommen ist.

Tabelle 3-9: Mittelwert der gemessenen Spaltbreiten (Daten nach [127])

Versuchspunkt [-]	Mittelwert Spaltbreite [μm]			
	Bereich 1	Bereich 2	Bereich 3	Bereich 4
1	1836	203	573	495
2	101	72	81	93
3	1197	356	596	584
4	1452	226	473	292
5	1287	290	129	483
6	1014	84	462	367
7	9	61	0	50
8	167	68	131	83
9	1298	531	243	75
10	698	190	228	196
11	0	19	12	77

Mechanische Prüfung:

Makroskopisch als „fehlerfrei“ bewertete Bauteile werden als geeignet für die mechanische Prüfung eingestuft. Da bereits bei der optischen Begutachtung an sehr vielen Bauteilen Defekte festgestellt wurden, können nur drei Bauteile je Versuchspunkt mechanisch geprüft werden.

Für die mechanische Prüfung wird die Prüfvorrichtung verwendet, welche eingangs in Kapitel 3.6.3 vorgestellt wurde. Da es sich bei dem „Erlanger Träger“ um ein praxisnahes Bauteil handelt und nicht um eine genormte Probengeometrie, sind die Ergebnisse aus der mechanischen Prüfung grundsätzlich nur für den unmittelbaren Vergleich verschiedener Versuchspunkte untereinander geeignet. In Tabelle 3-1 sind die ermittelten Maximalkräfte, deren Mittelwert je Versuchspunkt sowie die Standardabweichung dargestellt. Die sehr großen Standardabweichungen innerhalb der einzelnen Versuchspunkte bestätigen abermals die bereits festgestellten großen Schwankungen der Bauteilqualität auch innerhalb eines Versuchspunktes. Auch die Auswertung der ermittelten Kraft-Weg-Kurven führt aufgrund großer Streuungen innerhalb einzelner Versuchspunkte nicht zu aussagekräftigen Ergebnissen, sodass hier auf eine genauere

Ausführung verzichtet wird. Nicht zuletzt befindet sich der Anguss für den Kunststoff (und folglich eine Bohrung in der Aluminiumkomponente) genau an der Stelle, wo die Kraft des Biegestempels in das Bauteil eingeleitet wird. Dies führt in der Praxis zu einer Sollbruchstelle.

Tabelle 3-10: Zusammenfassung der Messergebnisse aus der Drei-Punkt-Biegeprüfung (Daten aus [127])

Versuchspunkt [-]	Maximalkraft [N]				Std. Abweichung	
	Probe 1	Probe 2	Probe 3	MW	[N]	[%]
1	6266	6054	6470	6263	208	3,32%
2	7727	3896	7129	6251	2061	32,97%
3	6074	5281	5726	5694	397	6,98%
4	6849	4243	6274	5789	1369	23,65%
5	7364	6260	6459	6694	588	8,79%
6	7752	5439	6937	6709	1173	17,49%
7	7573	5695	8150	7139	1284	17,98%
8	6291	3299	2299	3963	2077	52,41%
9	9980	9941	6694	8872	1886	21,26%
10	9154	8338	3700	7064	2942	41,64%
11	8350	7605	8196	8050	393	4,89%

Probenherstellung in umgekehrter Prozessfolge:

Neben den durchgeführten Untersuchungen, bei denen als erstes die Aluminiumkomponente gegossen und dann der Kunststoff angespritzt wird, werden auch Untersuchungen mit umgekehrter Prozessreihenfolge durchgeführt. Hierfür wird die im Vorfeld hergestellte Kunststoffkomponente in das Hybrid II Werkzeug eingelegt und anschließend die Aluminiumkomponente angegossen. Auch auf diese Weise kann ein Verbund erzielt werden, allerdings ist es in den Verbundbereichen ausnahmslos zur thermischen Schädigung des Kunststoffes gekommen, sodass diese Gießreihenfolge nicht mehr weiterverfolgt wurde.

3.6.4. Zwischenfazit Hybrid II

Mit Hybrid II ist es erstmals gelungen, ein praxisnahes Hybridbauteil urformend aus einer metallischen und einer polymeren Komponente im Mehrkomponenten-Druckgießen herzustellen. Es hat sich allerdings auch gezeigt, dass der Prozess noch sehr instabil abläuft und die hergestellten Bauteile sehr großen Streuungen unterliegen, sodass insgesamt weiterhin großer Forschungsbedarf besteht, um ein umfassendes Prozessverständnis aufzubauen.

Das Hybrid II-Werkzeug wurde mit dem Ziel entwickelt, den Transfer von einer reinen Proben-geometrie hin zu einem praxisnahen Demonstratorbauteil zu realisieren. Da für die Umsetzung „lediglich“ die Anlagentechnik aus Hybrid I zur Verfügung stand, musste auch bei dieser Werkzeugneuentwicklung berücksichtigt werden, dass ein Öffnungshub zur Schieberbewegung im laufenden Prozess nicht möglich ist. Dies hat schlussendlich dazu geführt, dass die Prozessparameter nicht uneingeschränkt so gewählt werden können, wie es aus thermischer Sicht sinnvoll ist. Vielmehr müssen die Prozessparameter dahingehend angepasst werden, dass eine Schieberbewegung überhaupt möglich ist, was in der Praxis dazu geführt hat, dass der Schieber deutlich zu kalt (vgl. Tabelle 3-6) temperiert werden musste. Die Folgen daraus zeigen sich unmittelbar bei der Versuchsdurchführung durch viele Störungen und in der darauffolgenden Auswertung der hergestellten Bauteile durch hohe Streuungen innerhalb einzelner Versuchspunkte. Infolgedessen resultieren wenig belastbare Ergebnisse, auch wenn mitunter Bauteile hergestellt wurden, die einen Verbund aufweisen.

Basierend auf den Ergebnissen ist es ausgesprochen schwierig, Rückschlüsse auf die Einflussfaktoren bei der Verbundausbildung zu ziehen. Es können anhand der Vorlauftemperaturen gewisse Rückschlüsse auf den thermischen Haushalt innerhalb der Fügezone gezogen werden, allerdings unterliegt dies spätestens im „warmgeschossenen“ Werkzeug derart großen Abweichungen, dass auch hier ohne Thermoelemente im Bereich der Fügezone kaum belastbare Schlussfolgerungen möglich sind und Infrarot-Thermographiemessungen ohne erneutes Schlichten, was ohne Unterbrechung des Prozesses nicht möglich ist, ebenfalls wenig aussagekräftig sind.

Um ein Prozessverständnis aufzubauen ist der Zusammenhang von *Temperaturhaushalt in der Fügezone vs. Verbundqualität* unerlässlich. Dieser Zusammenhang ist ein wesentlicher Aspekt, der daher im Rahmen dieser Arbeit in den Fokus gestellt wird.

4. Anlagentechnik, Versuchsvorbereitung und Methodik

In Kapitel 4 liegt der Fokus auf der Versuchsvorbereitung für die praktischen Versuche mit Hybrid III, einem Versuchswerkzeug, welches im Rahmen dieser Arbeit konzipiert wird. Hierzu wird nach Vorstellung der Anlagentechnik auf die Kommunikation zwischen den einzelnen Anlagenkomponenten (inkl. Not-Aus-Verkettung) sowie die Materialauswahl und Analysemethoden eingegangen.

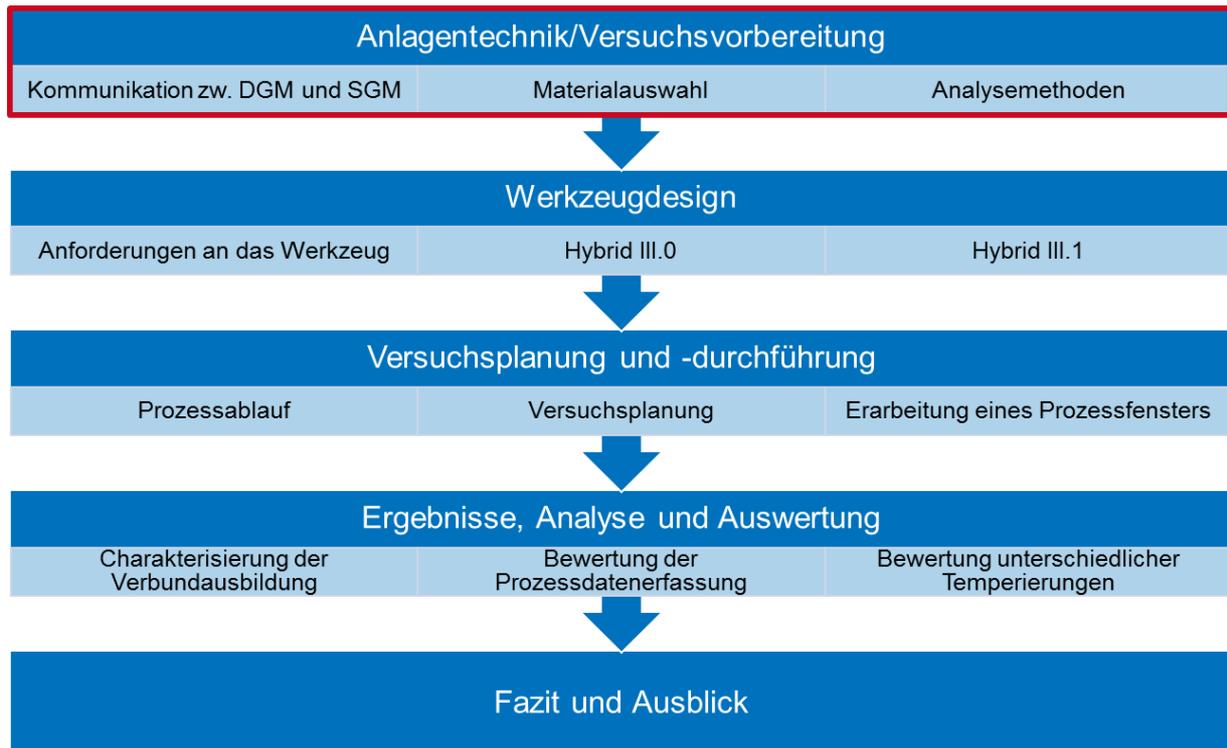


Abbildung 4-1: Flussdiagramm zur Aufgabenstellung

4.1. Fertigungszelle für das Mehrkomponenten-Druckgießen

Das Gießerei-Institut verfügt seit Dezember 2015 über eine Kaltkammerdruckgießmaschine vom Typ DAK 450-40, Oskar Frech GmbH + Co. KG, Schorndorf, erweitert um ein Spritzgießaggregat vom Typ Allrounder 570 S 2000-800, ARBURG GmbH + Co KG, Loßburg (s. Abbildung 4-2). Neben den beiden „Kernkomponenten“ ist die Fertigungszelle sehr umfangreich mit Peripherie (Öfen, Temperiergeräte, Sprühroboter, etc.) ausgestattet. Für die Untersuchungen im Rahmen dieser Arbeit kommen folgende Peripheriegeräte zum Einsatz:

- Aluminiumdosierofen/Dosiereinheit vom Typ AVDF350CM/2500, MELTEC Industrieofenbau GmbH, Vorchdorf, Österreich
- Wollin Formsprühmaschine vom Typ PSM 2F, Wollin GmbH, Lorich
- Variothermes Temperiergerät vom Typ STWS 300/2-36/24-24/100-D2, SINGLE Temperiertechnik GmbH, Hochdorf

- Mehrkreis-Temperiersystem vom Typ integrat evolution G1007DBW, gwK Gesellschaft Wärme Kältetechnik mbH, Meinerzhagen
- Öl-Temperiergerät vom Typ Thermocast 3212, Robamat Automatisierungstechnik Gesellschaft m.b.H, Gmunden, Österreich
- Wasser-Temperiergerät vom Typ HK3002W/180, Thermobiehl GmbH, Gladbeck



Abbildung 4-2: Fertigungszelle für das Mehrkomponenten-Druckgießen am Gießerei-Institut der RWTH Aachen

4.2. Besonderheiten der vorhandenen Anlagentechnik

Die in Abbildung 4-2 gezeigte Fertigungszelle am Gießerei-Institut ist hinsichtlich ihrer umfangreichen und flexiblen Ausstattung für ein breites Spektrum an Anforderungen unterschiedlicher Forschungsprojekte ausgelegt. Neben der in Kapitel 4.1 beschriebenen und für diese Arbeit relevanten Ausstattung verfügt die Anlage beispielsweise auch über einen Vacural Ofen, einen weiteren Meltec Ofen (Magnesium), sowie ein weiteres Spritzgießaggregat, sodass anstelle von Thermoplasten auch Duroplaste verarbeitet werden können. Die für diese Arbeit wesentliche Besonderheit ist die Integration des Arburg (Thermoplast) Spritzgießaggregats in die Fertigungszelle, welche in der Form bislang einzigartig ist.

4.2.1. Mechanische Anbindung des Spritzgießaggregats an die DGM

In Kapitel 3.2.3 wurde bereits auf unterschiedliche Anordnungen von Mehrkomponentenspritzgießmaschinen eingegangen. Dort wurde unter anderem die Möglichkeit vorgestellt, ein zu-

sätzliches Spritzgießaggregat in L-Position an die beiden Säulen auf der dem Bediener abgewandten Seite anzubringen. Aufgrund des grundsätzlich ähnlichen Aufbaus von Druck- und Spritzgießmaschinen (vgl. Kapitel 3.2.1 und 3.2.2), insbesondere bei der Beschaffenheit der Schließeinheit, bietet sich diese Anordnung auch bei der Erweiterung einer Druckgießmaschine um ein Spritzgießaggregat an. Bei dem am Gießerei-Institut verwendeten Spritzgießaggregat handelt es sich um eine fast vollwertige hydraulische Spritzgießmaschine, mit eigener und vollwertiger Arburg Selogica Steuerung. Der Unterschied zu einer vollwertigen Spritzgießmaschine besteht lediglich darin, dass die am Gießerei-Institut verwendete Anlage über keine eigene Schließeinheit verfügt. Dies wäre an dieser Stelle auch nicht sinnvoll, da dies im grundlegenden Widerspruch zur Kernidee des Mehrkomponenten-Druckgießens stehen würde. Alle Aufgaben einer Schließeinheit, sowohl während des Druck- als auch des Spritzgießprozesses, werden von der Schließeinheit der DGM erfüllt. Die Anordnung von Spritzgießaggregat zu DGM ist in Abbildung 4-3 gezeigt. Der abgebildete Montageadapter wurde hierbei auf die spezifischen Gegebenheiten (Holmabstand, Holmdurchmesser, Position des Anspritzpunktes) angepasst und ist über entsprechende verschraubbare Gegenstücke formschlüssig mit den Holmen der DGM verbunden. Zu erkennen ist außerdem, dass die Anbindung im Bereich der festen Werkzeughälfte erfolgt ist, da dies wesentlich einfacher und damit auch kostengünstiger zu realisieren ist als ein mitfahrendes Aggregat an der beweglichen Werkzeughälfte.



Abbildung 4-3: Anbindung des Arburg-Spritzgießaggregats an die Frech-DGM

4.2.2. Öffnungshub für Schieberbewegung

In Kapitel 3.5.2 wurden die Erkenntnisse aus den Vorgängerwerkzeugen Hybrid I und Hybrid II zusammengefasst. Aus prozesstechnischer Sicht hat sich bei beiden Werkzeugen gezeigt, dass

Schieberbewegungen in der Trennebene bei geschlossenem Werkzeug und anliegender Schließkraft problematisch sind. Hierbei werden bereits bei bekanntem (thermischen) Betriebspunkt hohe Anforderungen an die Passung gestellt, da diese aufgrund der sehr geringen Viskosität des flüssigen Aluminiums eng toleriert werden muss, gleichzeitig aber ein gewisses Passungsspiel für die Schieberbewegung erforderlich ist. Da das Passungsspiel auch maßgeblich von der thermischen Ausdehnung des Werkzeugstahls abhängt, werden diese Anforderungen nochmals verschärft, wenn der Betrieb auch über ein breites Temperaturspektrum möglich sein soll, wie es bei solch einer Prozessentwicklung unweigerlich erforderlich ist, um grundlegendes Prozess-Know-How aufzubauen. Ein Öffnungshub zwischen Druck- und Spritzgießprozess hätte dieser Problematik bereits bei den Versuchen mit Hybrid I und II entgegenwirken können, war aber aus technischen Gründen in der Anlagensteuerung der hierfür zur Verfügung stehenden Bühler H-630 SC nicht möglich. Standardmäßig ist dieser Öffnungshub auch auf der Frech DAK 450-40 nicht möglich, konnte aber seitens Frech über ein entsprechendes Sonderprogramm für den Hybriddruckguss in den Prozessablauf implementiert werden, wodurch diese Möglichkeit auch bei der Konzipierung des Versuchswerkzeuges (Kapitel 5) berücksichtigt werden kann.

4.2.3. Vakuum-Dosier-Einheit des Aluminium-Ofens

In der Fertigungszelle steht ein Meltec AVDF350CM/2500 zur Verfügung. Die Typenbezeichnung bedeutet:

AVDF: Aluminium Vakuum Dosierofen (engl. für **A**luminium **V**acuum **D**osing **F**urnance)

350: Fassungsvermögen (Aluminium) des Tiegels in kg

CM: Ausführung als Tiegelofen mit Schmelzfunktion

2500: Volumen des Vakuum Keramikbehälters (VCC: engl. für **V**acuum **C**eramic **C**ontainer)

Die Schmelze wird demnach mittels einer Vakuum Dosiereinheit (VDU: engl. für **V**acuum **D**osing **U**nit) aus dem Tiegel entnommen und in die Gießkammer dosiert. Hierfür wird die Schmelze mittels Vakuum in den vorgewärmten VCC gesaugt und der VCC über einen Stößel verschlossen, bevor dieser über die Gießkammer gefahren und – sofern die entsprechende Freigabe vorliegt – in die Gießkammer durch Ziehen des Stößels entleert wird. Falls keine Freigabe in einem definierten Zeitfenster erfolgt, fährt die VDU wieder zum Ofen zurück, lässt dort die Schmelze aus dem VCC und startet den Ablauf erneut.

Dieser im ersten Moment umständlich erscheinende Ablauf hat jedoch gleich mehrere wichtige Funktionen:

1. Durch eine ständige Angleichung dieses Ablaufs an den Druckgießzyklus versucht die Ofensteuerung den Dosierprozess zeitlich so zu steuern, dass die Schmelze bei Dosierfreigabe der DGM auch unmittelbar in die Gießkammer gefüllt werden kann, ohne dass es zu Wartezeiten kommt.
2. Den VCC über den kontinuierlichen Austausch der Schmelze auf konstant hohem Niveau zu halten ist wichtig, um den Temperaturverlust zwischen Ofen und Gießkammer so gering wie möglich zu halten.
3. Die Rückführung der Schmelze verhindert, neben dem vorgenannten Punkt, dass Schmelze im VCC erstarrt, was unbedingt zu vermeiden ist.

Durch den ersten der genannten Punkte, werden die Prozessnebenzeiten der DGM bestmöglich genutzt, um die Gesamtzykluszeit so kurz wie möglich zu halten. Dies funktioniert allerdings nur, solange der Zyklus immer gleich lang ist bzw. die Dosierfreigabe der DGM auch genau in dem Zeitfenster erteilt wird, in dem die Schmelze unmittelbar dosiert werden kann. Im produzierenden Umfeld ist diese Voraussetzung meist auch erfüllt, da grundsätzlich stabile Prozesse und somit auch konstante Zykluszeiten angestrebt werden. Im Forschungsbetrieb kann dies jedoch mitunter zu Störungen führen, wenn es beispielsweise aufgrund von Parametervariationen zu Unregelmäßigkeiten im Prozess kommt.

4.3. Maschinenkommunikation und Not-Aus-Verkettung

Sowohl im Druck- als auch im Spritzguss besteht eine Fertigungszelle in der Regel nicht nur aus der eigentlichen Druck- bzw. Spritzgießmaschine. Im Druckguss sind beispielsweise in den meisten Fertigungszellen auch Warmhalteöfen mit Gießmanipulator, Sprüh- und Entnahmeroboter, Temperiergeräte etc. integriert. Gleichmaßen kommt auch im Spritzguss weitere Peripherie wie automatische Materialförderer, Handling-Systeme etc. zum Einsatz, zumindest wenn es sich nicht um triviale Gussbauteile handelt. Um einen reibungslosen und sicheren Prozessablauf zu gewährleisten, ist eine entsprechende Maschine-zu-Maschine (M2M) Kommunikation erforderlich. Ein wesentlicher Bestandteil dieser M2M Kommunikation ist die Übermittlung von Freigabesignalen, sodass entsprechende Einzelprozesse gestartet und deren Abschluss zurückgemeldet werden kann. Nicht unwesentlich ist hierbei auch eine einwandfreie Verknüpfung der Not-Aus-Verkettung. Dies bedeutet unter anderem, dass – egal welcher Not-Aus-Taster in der ganzen Fertigungszelle betätigt wird – die gesamte Fertigungszelle gestoppt bzw. in einen sicheren Betriebszustand überführt wird.

In der Regel ist die M2M-Kommunikation in Fertigungsanlagen so realisiert, dass mit Ausnahme der „Mastersteuerung“ alle weiteren Steuerungen als „Slave“ agieren. Da dies bei Druckgieß-

Fertigungszellen üblicherweise die DGM ist und analog dazu bei Spritzgieß-Fertigungszellen die SGM, entsteht bei der Verknüpfung der Anlagensteuerungen von DGM und SGM ein Konflikt, bei dem zwei Steuerungen innerhalb einer Fertigungszelle die „Masterhoheit“ beanspruchen. Bei reinen Mehrkomponentenspritzgießmaschinen gibt es diese Problematik in der Regel nicht, da sowohl die Basis-SGM als auch alle zusätzlichen Aggregate üblicherweise vom selben Hersteller bereitgestellt werden, und entsprechend alle vollintegriert über die gleiche Steuerung bedient werden.

Bei der Anlagenkombination am Gießerei-Institut entspricht das Spritzgießaggregat mit Ausnahme der fehlenden Schließeinheit einer vollwertigen SGM und wird mit der Arburg Selogica Steuerung betrieben, welche gleichermaßen wie die Steuerung von Frech darauf ausgelegt ist, als „Master“ zu agieren. Für die Realisierung des Mehrkomponenten-Druckgießens muss entsprechend eine funktionierende und gleichzeitig sichere Lösung gefunden werden, die die Verknüpfung dieser beiden Steuerungen erlaubt. Der Sicherheitsaspekt ist bei der Wahl der Freigaben zu berücksichtigen, sodass zeitlich gesteuerte Abfolgen immer auch mit Statusabfragen einhergehen müssen, um sicher zu gehen, dass im Falle einer Fehlfunktion ein darauffolgender Prozessschritt nur gestartet wird, wenn alle notwendigen Voraussetzungen auch tatsächlich erfüllt sind.

Dies soll an einem Beispiel verdeutlicht werden: Es ist nicht ausreichend, wenn der Spritzgießprozess X Sekunden nach Ende der Schieberbewegung beginnt. Vielmehr müssen eine Reihe von Kriterien (Endschalterüberwachung des Schiebers, Werkzeug geschlossen, anliegende Schließkraft etc.) explizit erfüllt sein und entsprechend im Programmablauf integriert werden.

Abbildung 4-4 stellt den vereinfachten M-HPDC-Prozessablauf dar, wie dieser am Gießerei-Institut umgesetzt wird (die Einführung in den vollständigen Hybrid-Prozess erfolgt in Kapitel 6.1). Gemäß Abbildung 4-4 agiert hierbei die DGM die meiste Zeit als Master, was insofern sinnvoll ist, als dass alle weiteren Peripheriegeräte (Sprühsystem, Öfen) unmittelbar im Zusammenhang mit dem Druckgießprozess stehen, und die Schließeinheit Teil der DGM ist. Sobald alle Voraussetzungen (Details hierzu in Kapitel 6.1) für das Anspritzen des Kunststoffes erfüllt sind, wird entsprechend Abbildung 4-4 die „Hoheit“ an die Steuerung der SGM übergeben. Die Druckgießmaschine agiert nun als Slave und wartet auf die Freigabe der SGM, dass der Spritzgießprozess abgeschlossen ist. Sobald dies erfolgt ist, wird die Hoheit wieder an die DGM übergeben, welche diese bis zum Ende des Zyklus behält.

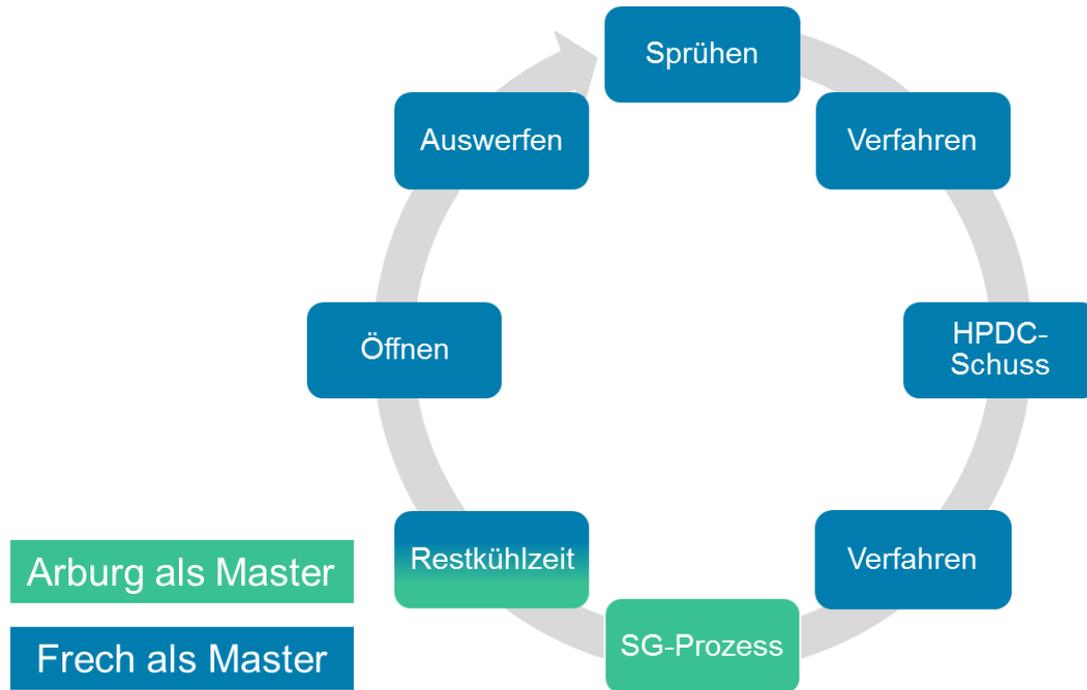


Abbildung 4-4: „Masterhoheit“ während des Mehrkomponenten-Druckgießens (Prozessablauf vereinfacht dargestellt)

Sofern bei dieser Steuerungskombination ein Not-Aus betätigt wird – hierbei ist irrelevant, an welcher Anlage/Peripherieeinheit dies passiert – geht die gesamte Fertigungszelle in Störung. Nach Beseitigung der Störung erfolgt die Wiederaufnahme des Betriebs immer unter der „Masterhoheit“ der DGM, da zunächst der Ausgangszustand für den Zyklusbeginn wiederhergestellt werden muss, was üblicherweise mit Verfahrenbewegungen im Einrichtbetrieb einhergeht. Da die Fehlermeldung jedoch auch immer in der SGM-Steuerung einen Fehler hinterlegt, muss dieser dort (nach Beseitigung der Ursache) immer erst quittiert werden, bevor das Quittieren an der Steuerung der DGM überhaupt möglich wird. Auf diesem Wege kann trotz der beiden Mastersteuerungen eine sichere Interaktion zwischen den beiden Systemen gewährleistet werden, was in dieser Form für den Forschungsbetrieb ausreichend ist. Bei einer Übertragung auf eine industrielle Fertigungszelle wäre hierbei noch Verbesserungspotential vorhanden, um bei gleichbleibend hoher Sicherheit die Bedienung komfortabler zu gestalten.

4.4. Materialauswahl

Sowohl bei den thermoplastischen Kunststoffen als auch bei Aluminiumlegierungen gibt es eine immense Auswahl an Werkstoffen, aus denen geeignete Kandidaten für den Mehrkomponenten-Druckgießprozess ausgewählt werden müssen. Hierzu werden in den folgenden Unterkapiteln jeweils für die Aluminium-Gusslegierung (Kapitel 4.4.1) und den thermoplastischen Kunststoff (Kapitel 4.4.2) Auswahlkriterien definiert, eingeordnet und basierend darauf die Werkstoffe für die praktischen Untersuchungen ausgewählt.

4.4.1. Auswahl der Aluminium-Gusslegierung

Die Qualität von Gussteilen wird sowohl durch die mechanischen Eigenschaften der Legierung als auch durch das Herstellungsverfahren sowie die Auswahl einer für die jeweilige Anwendung und das Verfahren geeignete Legierung geprägt. Für Druckgussteile kommt reines Aluminium schon alleine aufgrund der schlechten mechanischen Eigenschaften nicht in Frage. Vielmehr kommen Legierungssysteme zum Einsatz, welche hinsichtlich der mechanischen, chemischen und physikalischen Eigenschaften auf den Anwendungsfall abgestimmt sind. Die Einteilung der Legierungen erfolgt in Legierungsgruppen jeweils in Abhängigkeit der Hauptlegierungselemente. Gusslegierungen zeichnen sich hierbei durch ein gutes Formfüllungsvermögen, Fließvermögen und nicht zuletzt auch durch eine hohe Warmrissbeständigkeit aus. Diese Eigenschaften werden wesentlich von dem Legierungselement Silizium begünstigt, sodass Al-Si-Legierungen hierfür weit verbreitet sind.

Abbildung 4-5 zeigt die Einordnung von Gusslegierungen im binären Al-Si-Phasendiagramm hinsichtlich der Einteilung nach üblichen Gießverfahren. Im binären Al-Si-System liegt das Eutektikum bei 12,6 Gew.-% Silizium. Die meisten für den Druckguss relevanten Legierungen weisen ungefähr einen Si-Gehalt von 8-13 Gew.-% auf [129].

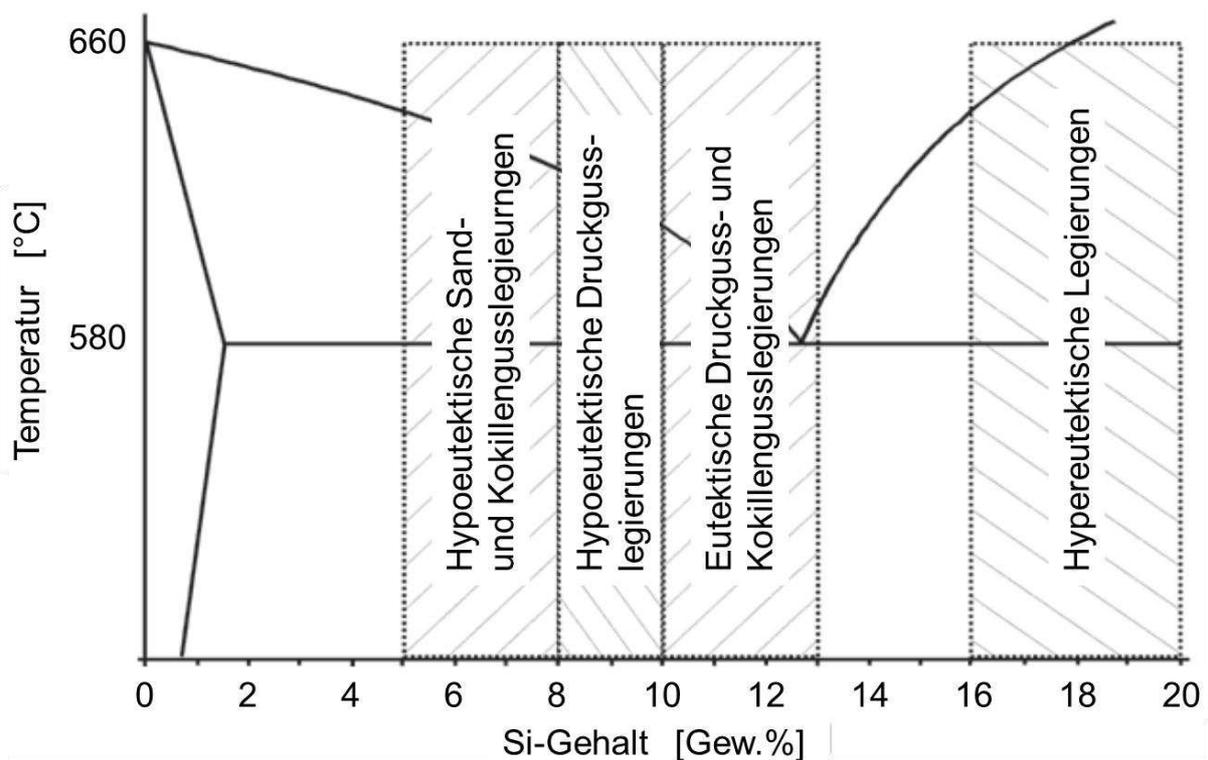


Abbildung 4-5: Al-Si-Gusslegierungen im binären Al-Si-Phasendiagramm (Abbildung verändert basierend auf [129])

Auswahlkriterien:

Zur Auswahl einer geeigneten Aluminiumlegierung werden zunächst die Auswahlkriterien definiert. Hierbei basiert die Auswahl auf folgenden Kriterien:

- Gutes Anwendungsverhalten im Gusszustand
- Gute Gießbarkeit
- Oberflächengüte
- Technisches Anwendungspotential
- Mechanische Eigenschaften

Aluminiumlegierungen werden nach Abbildung 4-6 zunächst hinsichtlich ihrer Art der Verarbeitung unterschieden, und weiterhin unter den Gusslegierungen (EN AC) nochmals hinsichtlich des Gießverfahrens. Die Temperaturen beispielweise einer T6-Wärmebehandlung liegen deutlich über den Dauergebrauchstemperaturen thermoplastischer Kunststoffe, konkret sogar in den allermeisten Fällen oberhalb der Zersetzungstemperatur. Al-Si-Legierungen werden beispielsweise während des Lösungsglühens auf 525-540°C eingestellt [129]. Entsprechend kommen prozessbedingt nur Legierungen in Frage, welche ein *gutes Anwendungsverhalten im Gusszustand (F)* aufweisen.

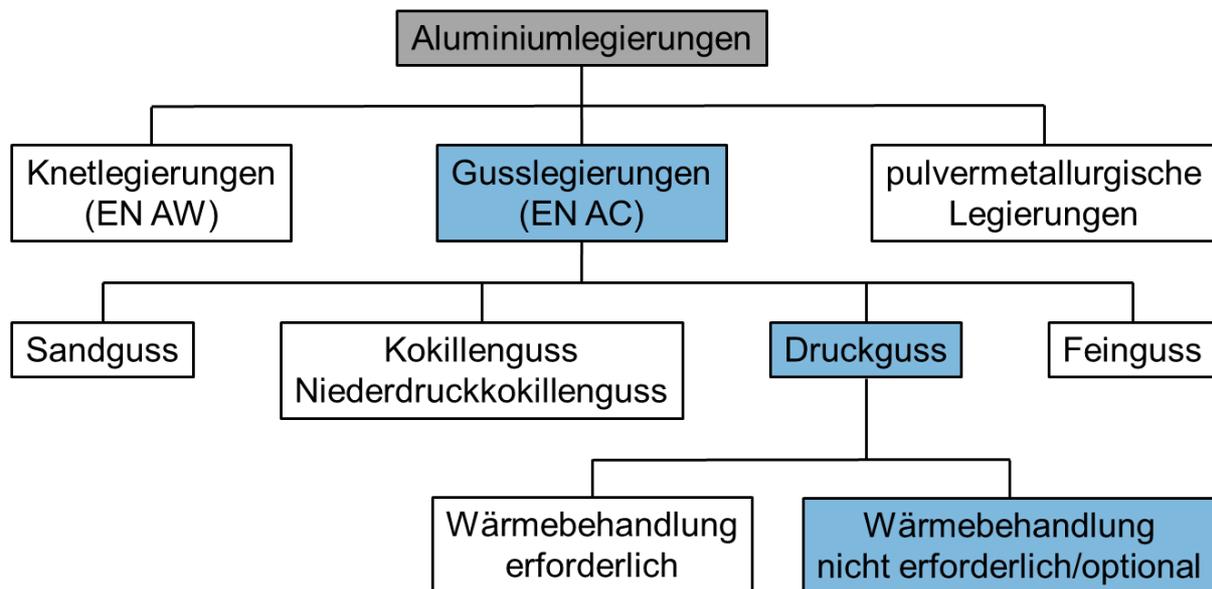


Abbildung 4-6: Eingrenzung der Aluminiumlegierung nach Herstellungsverfahren

Eine *gute Gießbarkeit* stellt ein weiteres Auswahlkriterium dar. Für die Prozessentwicklung des Mehrkomponenten-Druckgießens ist es nach den Erfahrungen mit Hybrid I und Hybrid II (vgl. Kapitel 3.5.2) sinnvoll, eine Legierung zu wählen, die einfach zu vergießen ist. Kriterien für eine gute Gießbarkeit sind unter anderem das Formfüllungs- und Fließvermögen sowie die Warmrissbeständigkeit [129].

Da der Fokus der Untersuchungen auf dem Verständnis der Einflussfaktoren bei der Verbundausbildung liegt, und ein Verbund basierend auf mechanischer Adhäsion (vgl. Kapitel 3.4.1) realisiert und untersucht werden soll, besteht ein hoher Anspruch an die *Oberflächengüte* der Aluminiumkomponente. Oberflächenfehler könnten zwar die Verbundfestigkeit insofern erhöhen, als dass es beispielsweise infolge von unregelmäßigen makroskopischen Rauheiten zu einem makroskopisch formschlüssigen Verbund zwischen Aluminium und Kunststoff kommt. Dies ist jedoch zum einen kaum reproduzierbar und erschwert zum anderen erheblich die eigentliche Untersuchung der angestrebten Verbundausbildung basierend auf mechanischer Adhäsion, da die Ergebnisse verfälscht werden. Aus diesen Gründen ist eine reproduzierbare Oberfläche mit einer hohen und gleichmäßigen Oberflächengüte anzustreben und stellt entsprechend ein weiteres Auswahlkriterium für die Gusslegierung dar.

Daneben ist das *technische Anwendungspotential* der Legierung insbesondere für den perspektivischen Nutzen dieses Verfahrens von Bedeutung. Das Mehrkomponenten-Druckgießen wird genau wie Druck- und Spritzguss als Einzelverfahren nur für Anwendungen mit hohen Stückzahlen wirtschaftlich interessant sein. Aus diesem Grund soll bereits in diesem Stadium der Prozessentwicklung ein Legierungssystem gewählt werden, das über ein hohes technisches Anwendungspotential sowie über eine entsprechende industrielle Relevanz verfügt.

Aus Sicht der Prozessentwicklung spielen die *mechanischen Eigenschaften* (Festigkeit, Duktilität etc.) der Aluminiumkomponente zunächst eine untergeordnete Rolle, da das Versagen des angestrebten Verbundes nicht in der Metallkomponente zu erwarten ist. Die mechanischen Eigenschaften der beiden Fügepartner weisen erhebliche Unterschiede auf, sodass das Versagen vielmehr kohäsiv im Bereich der Fügezone oder adhäsiv in der Kunststoffkomponente erwartet wird. Dennoch darf der erstgenannte Aspekt im Hinblick auf potentielle Anwendungen nicht unberücksichtigt bleiben und wird somit als Teilaspekt des technischen Anwendungspotentials berücksichtigt.

Ausgewählte Legierung: Castasil®-37 (AlSi9MnMoZr):

Basierend auf den Auswahlkriterien aus Kapitel 4.4.1 werden die Legierungssysteme Castasil®-37, Aluminium Rheinfelden GmbH, Rheinfelden, gleichermaßen wie die sehr ähnliche Legierung trimal®-37 des Konkurrenten TRIMET Aluminium SE, Essen, als die geeignetsten Legierungssysteme gewertet. Die finale Wahl zwischen den beiden Legierungen ist letztendlich auf Castasil®-37 von Rheinfelden gefallen, trimal®-37 wird jedoch als gleichwertig geeignet bewertet. Die detaillierte Zusammensetzung der Castasil®-37 kann Tabelle 4-1 entnommen werden.

Tabelle 4-1: Zusammensetzung Castasil®-37 (AlSi9MnMoZr) (Daten aus [130])

[Gew. %]	<u>Si</u>	Fe	Cu	<u>Mn</u>	Mg	Zn	<u>Mo</u>	<u>Zr</u>	Ti	Sr	andere gesamt
min	8,5			0,35			0,1	0,1		0,006	
max	10,5	0,15	0,05	0,6	0,06	0,07	0,3	0,3	0,15	0,025	0,1

Castasil®-37 wurde unter anderem mit dem Ziel entwickelt, eine Nutzung im Gusszustand (F) zu ermöglichen [130]. Dies hat unter anderem den Hintergrund, kostenintensive Wärmebehandlung sowie oftmals daraus erforderlich werdende Richtvorgänge (bei dünnwandigen Bauteilen) zu vermeiden, und eine Alternative zu den mehrheitlich aus AlSiMg-Legierungen hergestellten Strukturbauteilen anzubieten [130]. Ein Siliziumgehalt von 8,5-10,5 Gew.-% verspricht eine gute Gießbarkeit und führt dazu, dass Castasil®-37 gemäß Abbildung 4-5 den hypoeutektischen Druckgusslegierungen zuzuordnen ist [129]. Das Silizium dehnt sich bei der Erstarrung aus und bewirkt somit eine geringe Schrumpfung und folglich eine vergleichsweise geringe Warmrissneigung [130]. Der verhältnismäßig geringe Eisenanteil von max. 0,15 Gew.-% (typisch bei Druckgusslegierungen sind Eisengehalte >0,3 Gew.-% [125]) reduziert die Bildung von AlFeSi-Phasen (nadelförmig). Die durch den geringen Eisenanteil zu erwartende Klebneigung in der Druckgussform wird durch die Zugabe von Mangan kompensiert, welches Al₁₂Mn₃Si₂-Phasen (globulitische Partikel) bildet. [130]

Die mechanischen Eigenschaften von Castasil®-37 sind in Abbildung 4-7 in Abhängigkeit der Wanddicke zusammengefasst. An dieser Stelle ist darauf hinzuweisen, dass die Bruchdehnung (ca. 11-14%) einhergehend mit der Zugfestigkeit (ca. 225-275 MPa) bereits im Gusszustand (F) erreicht wird (Abbildung 4-7). Derartige mechanische Eigenschaften liegen für die Untersuchungen im Rahmen dieser Arbeit weit über den Erfordernissen. Wie jedoch bereits bei der Vorstellung der Auswahlkriterien erörtert wurde, soll das Legierungssystem mit Blick auf eine industrielle Nutzung auch unter praxis- und anwendungstauglichen Kriterien ausgewählt werden. Als Referenzen für etablierte Serienanwendungen (im Gusszustand) werden seitens Rheinfelden insbesondere Strukturbauteile in der Automobilindustrie vieler namhafter Hersteller angegeben [130]. Nicht zuletzt verfügt Castasil®-37 nach Aussage von Rheinfelden über eine „besonders hohe Oberflächengüte“, sodass keine/wenige Oberflächendefekte zu erwarten sind, welche die Versuchsergebnisse verfälschen [25].

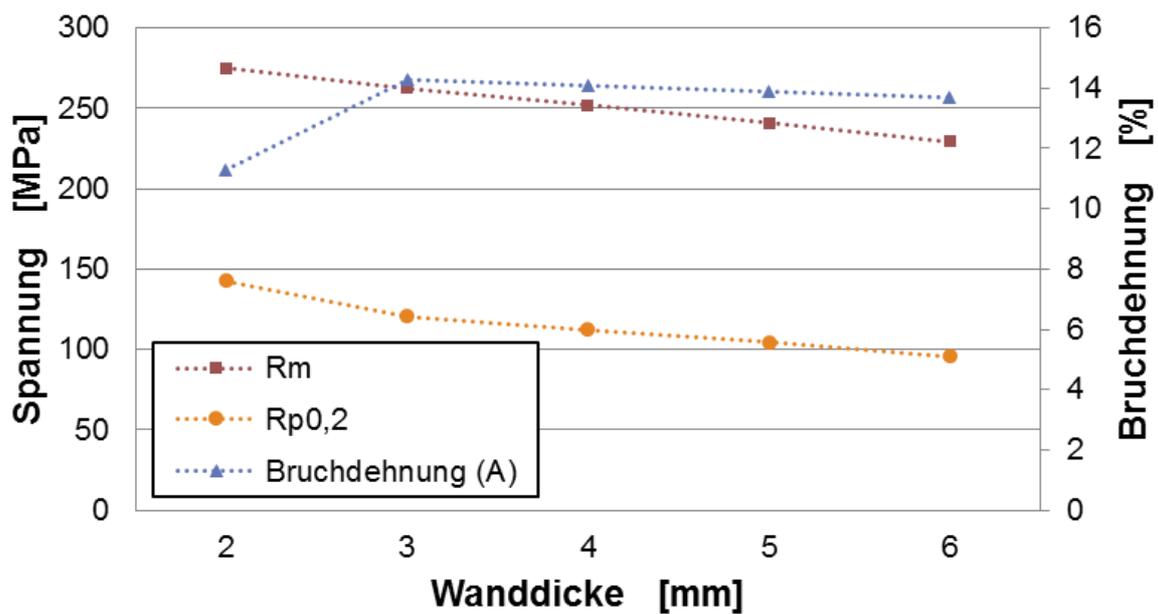


Abbildung 4-7: Mechanische Eigenschaften Castasil®-37 (AlSi9MnMoZr) im Gusszustand (Daten aus [130])

Alle weiteren in die engere Auswahl genommenen Legierungen sowie eine Bewertung der Legierungen hinsichtlich der Auswahlkriterien aus Kapitel 4.4.1 können Tabelle 11-1 im Anhang entnommen werden.

4.4.2. Auswahl thermoplastischer Kunststoffe

Neben der Metallkomponente hat auch die Kunststoffkomponente einen maßgeblichen Einfluss auf die Verbundausbildung beim Mehrkomponenten-Druckgießen. Auch hier muss zunächst eingegrenzt werden, welche Werkstoffgruppen grundsätzlich für diese Anwendung in Frage kommen. Nach einer ersten Eingrenzung werden analog zum Vorgehen in Kapitel 4.4.1 die Auswahlkriterien definiert und erläutert und anschließend die ausgewählten Werkstoffe vorgestellt. Da ein Werkstoffwechsel im Spritzguss mit wesentlich weniger Aufwand verbunden ist als im Druckguss, ist an dieser Stelle die Materialauswahl nicht zwingend auf nur einen Werkstoff beschränkt.

Einordnung thermoplastischer Kunststoffe:

Werden die Kunststoffe in die drei üblichen Kategorien (Standardthermoplaste, technische Thermoplaste und Hochleistungs- bzw. Hochtemperaturthermoplaste, s. Abbildung 4-8) aufgeteilt, fällt auf, dass die zehn meistverwendeten Kunststoffe 2005, und somit 96% des Gesamtvolumens der in Europa im Spritzguss verarbeiteten Kunststoffe, auf Standardthermoplaste

(etwa 2/3) und technische Thermoplaste (etwa 1/3) fallen [60]. Ausgehend von den Standardthermoplasten nehmen die Materialkosten entsprechend der qualitativen Darstellung in Abbildung 4-8 (links) zu.

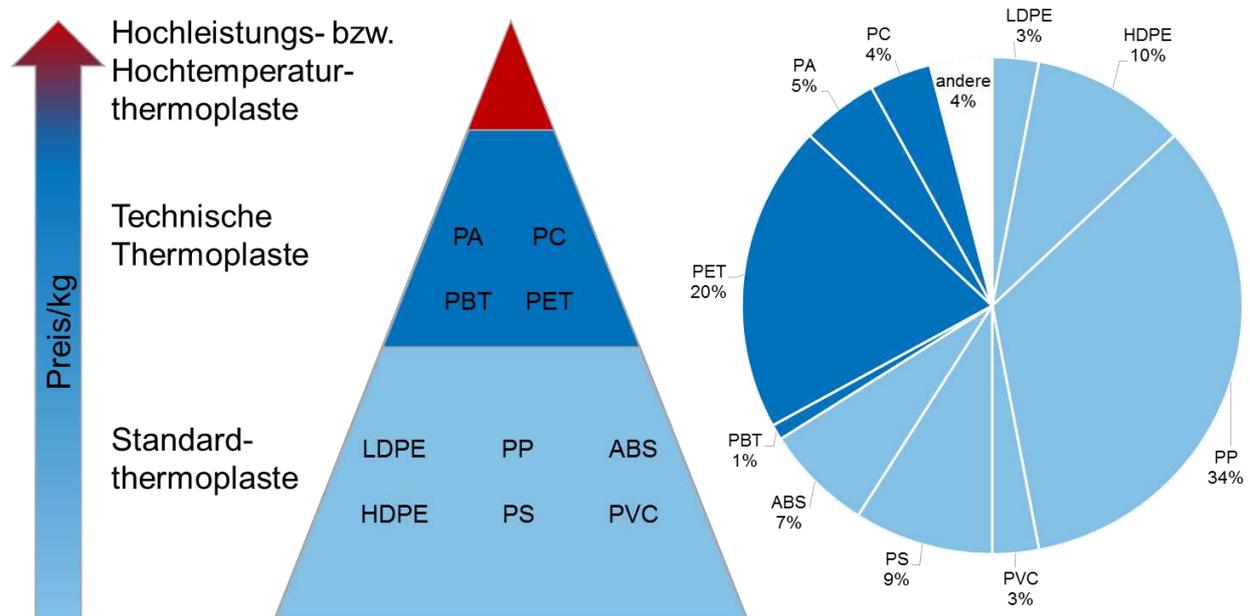


Abbildung 4-8: Links: Zuordnung der zehn im Spritzguss meistverarbeiteten Kunststoffe; rechts: Aufteilung der verarbeiteten Kunststoffe im Spritzgießen im Jahr 2005 (insg. 10,8 Megatonnen, Daten aus [60])

Die Auswahl wird im Folgenden auf die technischen Thermoplaste beschränkt. Auf der einen Seite weisen die meistverarbeiteten Standardthermoplaste nicht die erforderlichen Eigenschaften für die Anwendung in hochbelasteten technischen Bauteilen auf. Auf der anderen Seite stehen bei den Hochleistungs- bzw. Hochtemperaturthermoplasten die hohen Materialkosten sowie die geringe verarbeitete Menge im Widerspruch zu einer potentiell kosteneffizienten Großserienanwendung.

Auswahlkriterien:

Zur Auswahl geeigneter thermoplastischer Kunststoffe werden auch hier zunächst die Auswahlkriterien definiert. Die Auswahl basiert auf folgenden Kriterien:

- Viskosität der Kunststoffschmelze
- Polarität
- Schwindungspotential
- Wärmeformbeständigkeit
- Technisches Anwendungspotential

Die *Viskosität der Kunststoffschmelze* steht unmittelbar im Zusammenhang mit dem Abbildungsvermögen auf der Substratoberfläche. Da ein Verbund unter anderem basierend auf mechanischer Adhäsion (vgl. Kapitel 3.4.1) angestrebt wird, ist eine genaue Abbildung der Oberflächenstruktur zwingend erforderlich. Hierfür wird angestrebt, dass es bestenfalls in der mikroskopischen Oberflächenstruktur der Aluminiumoberfläche zu Verklammerungen in Form des „Druckknopfeffektes“ (vgl. Abbildung 3-10) kommt. Ein gutes Benetzungsverhalten des Substrats und daher ein hohes Abbildungsvermögen der Oberflächenstruktur setzen eine entsprechend geringe Schmelzeviskosität voraus.

Neben der mechanischen Adhäsion wird in Kapitel 3.4.1 ebenfalls der Einfluss der Oberflächenenergien auf die Adhäsionsmechanismen erörtert. Beim Adhärens, d.h. im M-HPDC beim Kunststoff, sind geringe Oberflächenenergien mit einer hohen *Polarität*, also hohen polaren Anteilen, anzustreben. Entstehende Keesom-Energien führen zu hohen Dipol-Dipol-Wechselwirkungen, welche um ein Vielfaches höher sind als die Dispersionkräfte (London-Energien). Darüber hinaus können Wasserstoffbrückenbindungen bei polaren Werkstoffen zwischen Kunststoff- und Metallkomponente entstehen (vgl. Abbildung 3-12).

Im Hinblick auf einen dauerhaften Verbund muss bei der Materialauswahl auch das *Schwindungspotential* berücksichtigt werden [131]. Das Schwindungspotential ist bei Kunststoffen aufgrund des temperaturabhängigen Wärmeausdehnungskoeffizienten wesentlich höher als bei Metallen. Dies hat maßgeblichen Einfluss auf die dauerhafte Ausbildung des Verbundes, da insbesondere bei unverstärkten Kunststoffen sehr hohe schwindungsinduzierte Spannungen in der Grenzfläche zur Metallkomponente auftreten. Daraus resultierende Eigenspannungen können zu unerwünschten Effekten wie Verzug oder sogar Versagen des Hybridbauteils führen. Der temperaturabhängige Wärmeausdehnungskoeffizient unverstärkter Werkstoffe von PBT und ABS ist im Vergleich zum PA deutlich höher. Durch die Verwendung von glasfaserverstärkten Kunststoffen (Glasfaseranteil von 30 Gew.-%) kann dieser Unterschied sehr deutlich abgemildert werden [4]. Hierbei liegt der Wärmeausdehnungskoeffizient von PA6-GF30 näher an dem der ausgewählten Aluminiumlegierung (Castasil[®]-37: $21 \cdot 10^{-6} \text{K}^{-1}$ [130]) als der von PBT-GF30 [4].

Aufgrund der höheren Temperaturen im Druckguss und den Erkenntnissen aus Kapitel 3.5.2 ist eine ausreichende *Wärmeformbeständigkeit* elementare Voraussetzung für die Verwendung im Mehrkomponenten-Druckgießen. Neben den Hochtemperaturwerkstoffen (vgl. Abbildung 4-8), welche aus bereits benannten Gründen nicht berücksichtigt werden, zeichnen sich Polycarbonate (PC) und Polyamide (PA) durch entsprechend hohe Wärmeformbeständigkeiten aus [71].

Nicht zuletzt wird an dieser Stelle das bereits eingangs angeführte *technische Anwendungspotential* betrachtet. Unter den technischen Thermoplasten im Spritzguss sind ABS, PBT, PC und

PA die am meisten verbreiteten Werkstoffe (vgl. Abbildung 4-8) [60]. Hinsichtlich des technischen Anwendungspotentials gilt es weiterhin, die grundsätzliche Eignung für den Hybridprozess sowie den Weitblick auf potentielle Realanwendungen einzubeziehen. Ein besonderes Augenmerk fällt hierbei auf die Belange des Automobilsektors, da eine mittelfristige Übertragung des M-HPDC-Prozesses von der Forschungsebene auf den Einsatz im industriellen Maßstab dort potentiell den größten Markt finden wird.

Unter Berücksichtigung der vorbenannten Auswahlkriterien erscheinen glasfaserverstärkte Polyamide sehr geeignet für eine Anwendung im M-HPDC-Prozess. Polyamide zeichnen sich unter anderem durch eine hohe Polarität, ein im Vergleich zu Aluminium verhältnismäßig gut kompatibles Schwindungsverhalten (bei Glasfaserverstärkung), eine hohe Wärmeformbeständigkeit sowie passendes technisches Anwendungspotential aus. Darüber hinaus gibt es ein hohes Modifizierungspotential, um den Grundwerkstoff passgenau auf die Anwendung zuzuschneiden. Für strukturelle Anwendungen im Automobilbau können diese beispielsweise über den Glasfaseranteil hinsichtlich des richtigen Kompromisses zwischen Steifigkeit und Verformungsreserve eingestellt werden [4].

Ausgewählte Kunststoffe:

Basierend auf den Auswahlkriterien werden zwei Kunststoffe der Akro-Plastic GmbH, Niederrissen, ausgewählt. Hierbei handelt es sich um die folgenden Typen (Datenblätter s. Anhang):

- AKROMID® A3 GF 30 7 S3 (PA6.6 GF30 – haftmodifiziert)[66]
- AKROMID® A3 GF 30 1 natur (PA6.6 GF30 – naturbelassen)[132]

Bei beiden Kunststoffen handelt es sich jeweils um ein 30% glasfaserverstärktes Polyamid 6.6, welches für Anwendungen in der Automobilindustrie weiterentwickelt wurde. AKROMID® A3 GF 30 7 S3 wurde in Zusammenarbeit zwischen Akro-Plastic und der Plasmatrete GmbH, Steinhagen, speziell für die Anwendung auf zuvor mittels Plasma vorbehandelten Metalleinlegern entwickelt und findet vermehrt in der Herstellung von 2K-Bauteilen Anwendung. Die Anforderungen hinsichtlich der Zusammensetzung an den Kunststoff sind einerseits die Berücksichtigung der unterschiedlichen Wärmeausdehnungskoeffizienten und andererseits die Ausbildung eines chemisch-physikalischen Haftverbundes [133]. Aus Gründen der Geheimhaltung liegen keine näheren Informationen zur Rezeptur vor, seitens Akro-Plastic wird das AKROMID® A3 GF 30 7 S3 jedoch als besonders geeignet für die Anwendung im Mehrkomponenten-Druckgießen bewertet. Der zweite ausgewählte Kunststoff (AKROMID® A3 GF 30 1 natur) dient dem unmittelbaren Vergleich der Prozesseignung zwischen einer speziell haftmodifizierten Type sowie einem nicht derart modifizierten Kunststoff.

4.5. Angewendete Methodik/Messverfahren

Der Schwerpunkt dieser Arbeit liegt in der grundlegenden Prozess- und Werkzeugentwicklung sowie dem Aufbau von Prozessverständnis. Ziel ist es daher, Proben in zielgerichteten Versuchsreihen mit spezifischen Parametern herzustellen und sowohl mechanisch als auch in Einzelfällen mittels Rasterelektronenmikroskop (REM) zu untersuchen. Die Methoden werden im Folgenden kurz beschrieben.

4.5.1. Mechanische Werkstoffprüfung

Bei der Probengeometrie, welche mit Hybrid III hergestellt werden kann, handelt es sich um eine Überlappscherzugprobe, welche in Anlehnung an DIN EN 1465 [124] ausgelegt wurde. DIN EN 1465 beschreibt die „Bestimmung der Zugscherfestigkeit von Überlappungsklebungen“ von Klebstoffen. Da Kleben als das Verfahren anzusehen ist, welches aus Sicht des Fügevorgangs am vergleichbarsten zum Mehrkomponenten-Druckgießen ist, wird diese Norm zur Auslegung der Probengeometrie herangezogen. Details zur Geometrie und den erforderlichen Abweichungen sind in Kapitel 5.2.1 ausführlich dargestellt.

Für die mechanische Prüfung kommt eine servohydraulische Universalprüfmaschine vom Typ Instron 8033, Instron GmbH, Darmstadt, zum Einsatz. Bei der Maschine handelt es sich um eine 2-Säulen-Maschine mit einer maximalen Prüfkraft von 250 kN. Die Einspannung der Proben erfolgt mittels hydraulischem Spannsystem der Firma Demgen Werkzeugbau GmbH, Schwerte.

4.5.2. Rasterelektronenmikroskopie/EDX

Für die Untersuchungen mittels REM und die EDX-Messungen (Energiedispersive Röntgenspektroskopie; engl. Für Energy Dispersive X-Ray Spectroscopy) hat das Gießerei-Institut Zugriff auf mehrere Rasterelektronenmikroskope. Für die Untersuchung im Rahmen dieser Arbeit kommt ein REM vom Typ Zeiss Ultra55 der Carl Zeiss AG, Oberkochen, in Verbindung mit einem EDX-Detektor vom Typ Oxford Xmax-N150, Oxford Instruments, Abingdon, England, zum Einsatz.

5. Werkzeugdesign

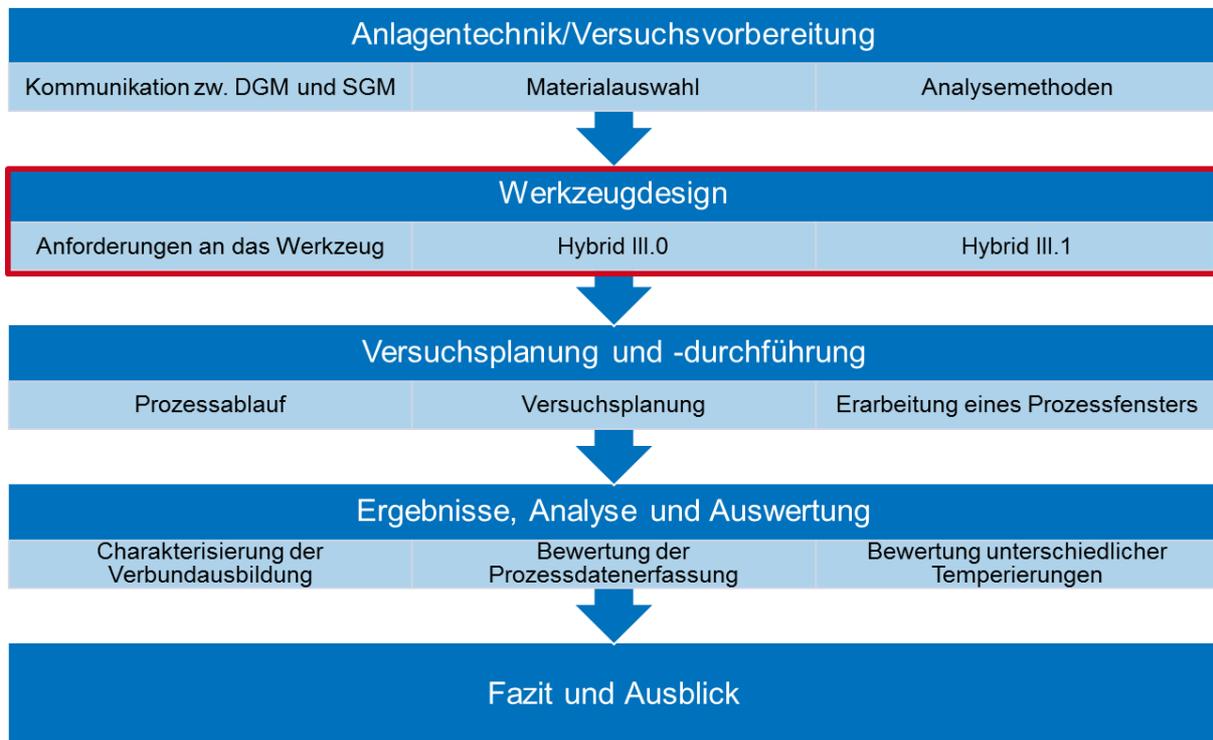


Abbildung 5-1: Flussdiagramm zur Aufgabenstellung

Gemäß Abbildung 5-1 stehen in diesem Kapitel das Werkzeugdesign des neuen Versuchswerkzeuges Hybrid III (mit Kavitätseinsatz Hybrid III.0) sowie die Auslegung eines alternativen, additiv gefertigten Untereinsatzes (Hybrid III.1) im Vordergrund. Zunächst werden hierzu die technischen Rahmenbedingungen und Anforderungen herausgearbeitet, wobei der Fokus auf die geometrischen, thermischen und prozesstechnischen Anforderungen gelegt wird. Im Anschluss teilt sich die Darstellung in Unterkapitel 5.2, in dem die Konzeptionierung des „Hybrid III“-Werkzeuges sowie die Vorstellung des final hergestellten Versuchswerkzeuges thematisiert wird. Parallel wird in Unterkapitel 5.3 die Auslegung eines weiteren, additiv gefertigten Untereinsatzes (Hybrid III.1) vorgestellt, welcher perspektivisch alternativ zu dem Kavitätseinsatz aus Hybrid III.0 verwendet werden kann (jedoch im Rahmen dieser Arbeit nicht bei praktischen Versuchen zum Einsatz kommt), sodass unterschiedliche Temperierkonzepte untersucht werden können. Alle praktischen Untersuchungen im Rahmen dieser Arbeit erfolgen mit dem Kavitätseinsatz Hybrid III.0. Die Nomenklatur und die Zuordnung der Werkzeugeinsätze zu den Stammformen sind Abbildung 5-2 zu entnehmen.

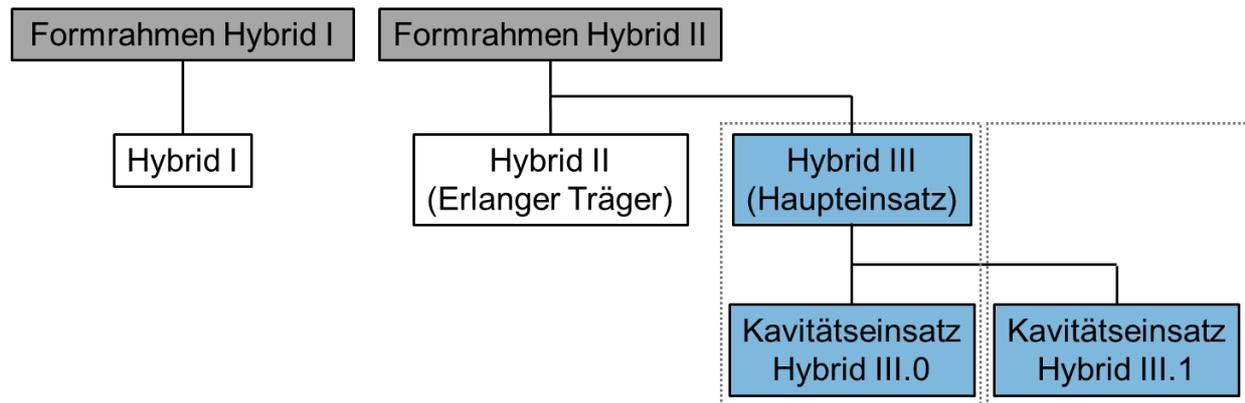


Abbildung 5-2: Nomenklatur und Zuordnung der Werkzeugeinsätze zu den Stammformen

5.1. Technische Rahmenbedingungen und Anforderungen an das Versuchswerkzeug

Eine Herausforderung an das zu entwickelnde Hybrid III-Werkzeug ist, dass ein möglichst modularer Formaufbau angestrebt wird, um eine hohe Variabilität und bei Bedarf einfache Werkzeugänderungen zu ermöglichen. Damit unterscheidet sich ein typisches Versuchswerkzeug in Anforderungen und Rahmenbedingungen von jenen in der industriellen Fertigung, wo diese zielgerichtet für ein Bauteil und eine Anwendung und einen bekannten Prozess optimiert und gefertigt werden. In den Kapiteln 5.1.1-5.1.3 werden die technischen Herausforderungen des M-HPDC in spezifische Anforderungen transferiert, welche im Rahmen der Werkzeug- und Prozessauslegung zu berücksichtigen sind. Diese können im Wesentlichen in geometrische, thermische und prozesstechnische Anforderungen eingeteilt werden.

5.1.1. Geometrische Anforderungen

Wie in Kapitel 4.1 vorgestellt, steht für die Untersuchungen als Basismaschine eine Frech DAK 450-40 sowie der Formrahmen des Vorgängerwerkzeuges Hybrid II zur Verfügung, welcher als Basis für Hybrid III weiterverwendet werden soll. Hieraus ergeben sich die folgenden geometrischen Rahmenbedingungen, welche im Anschluss erörtert werden:

- Abmessungen der Werkzeugeinsätze
 - Abmessungen Formrahmen und daraus resultierende nutzbare Einsatzgröße
 - Position des Schiebers
- Position der Säulen
- Gießposition
- Positionierung der Angussbuchse
- Positionierung der Heißkanaldüse
- Positionierung der Auswerfer

Die Weiterverwendung des Hybrid II Formrahmens für Hybrid III führt zu diversen Randbedingungen, die sich unmittelbar daraus ergeben. Zu beachten ist hierbei, dass der Rückbau für etwaige Versuche mit Hybrid II möglich bleiben soll und entsprechend nur Veränderungen am Formrahmen vollzogen werden dürfen, die nicht im Widerspruch zu einem Rückbau auf Hybrid II stehen. Die offensichtlichen Randbedingungen, die sich daraus ergeben, sind die *Abmessungen der Werkzeugeinsätze* (s. Abbildung 5-3) in den beiden Formhälften. Weiterhin ist hierdurch die Position der Gießkammer gegeben und der Bereich für einen potentiellen Schieber. Letzterer ist zwar nicht zwangsläufig auf diese Position fixiert, sollte aber angestrebt werden, da sonst an einer weiteren Stelle massive Aussparungen im Formrahmen eingebracht werden müssen, welche auch Einfluss auf die Festig- und Steifigkeit des Werkzeuges hätten.

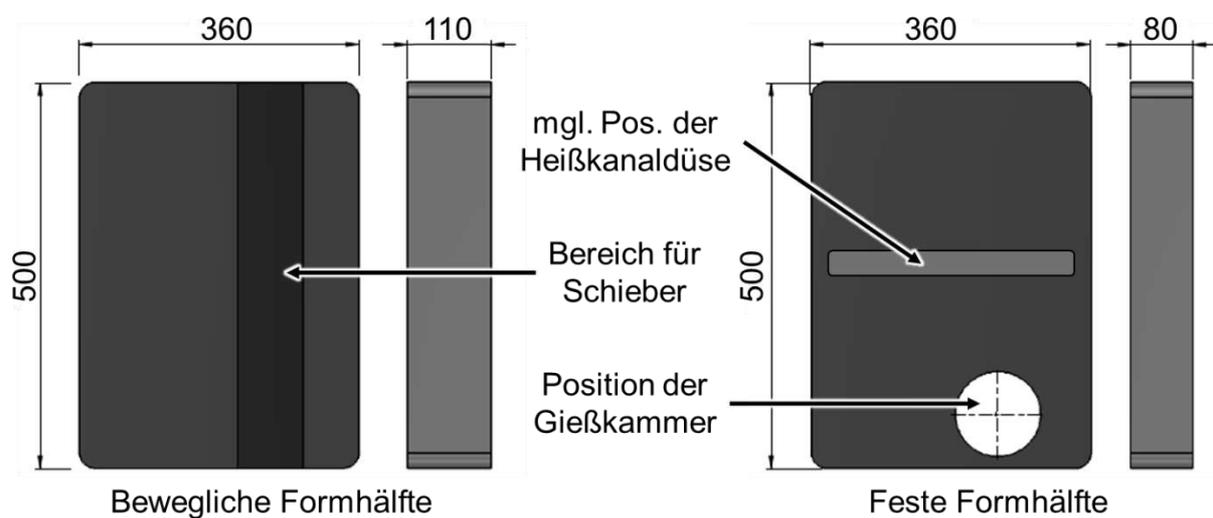


Abbildung 5-3: Grundabmessungen der Werkzeugeinsätze (jeweils Draufsicht auf Trennebene) inkl. Bereich für mögliche Position von Heißkanaldüse/Schieber

Druckgießanlagen verfügen üblicherweise über vier Säulen, welche die feste Aufspannplatte kraftschlüssig mit der Stirnplatte verbinden und gleichzeitig als Führung für die bewegliche Platte dienen. Entsprechend muss das Werkzeug geometrisch so beschaffen sein, dass es zwischen diesen Säulen aufgespannt werden kann. Abbildung 5-4 (links) zeigt die feste Aufspannplatte mit der festen Seite des Formrahmens von Hybrid II/III. Zu erkennen ist, dass der Formrahmen, wenn auch mit nur wenig Spiel, aufgespannt werden kann. Zu beachten ist hierbei, dass die Gießposition (Aluminium) in horizontaler Richtung fest vorgegeben ist und in vertikaler Richtung nur in diskreten Schritten verändert werden kann, so wie es durch die Anordnung der Kulissensteine möglich ist. Wichtig ist daher, dass die *Position der Säulen* in Bezug auf die *Gießposition* betrachtet wird, wodurch sich für die Verwendung des Hybrid II Formrahmens auf der Frech DAK 450-40 nur die in Abbildung 5-4 (links) dargestellte Konfiguration ergibt. Eine derar-

tige Betrachtung an dieser Stelle ist sinnvoll, da die engen Platzverhältnisse bei der Positionierung von Anbauteilen zu berücksichtigen sind, die über den Formrahmen hinausstehen (Schieber, Temperieranschlüsse etc.).

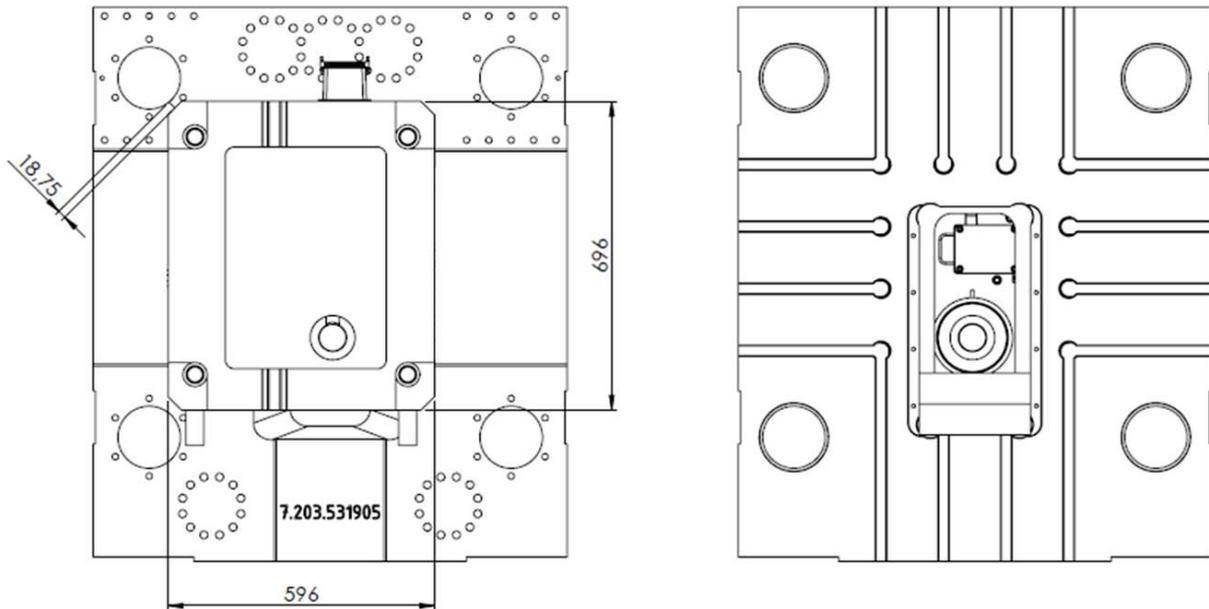


Abbildung 5-4: Links: Feste Aufspannplatte mit Hybrid II Formrahmen, rechts: Aussparung für Kulissensteine

Aus der in Abbildung 5-4 dargestellten Positionierung des Werkzeuges in (Bezug auf die Säulen) ergibt sich auch unmittelbar die Höhe der seitlichen *Positionierung der Angussbuchse* (Abbildung 5-5).

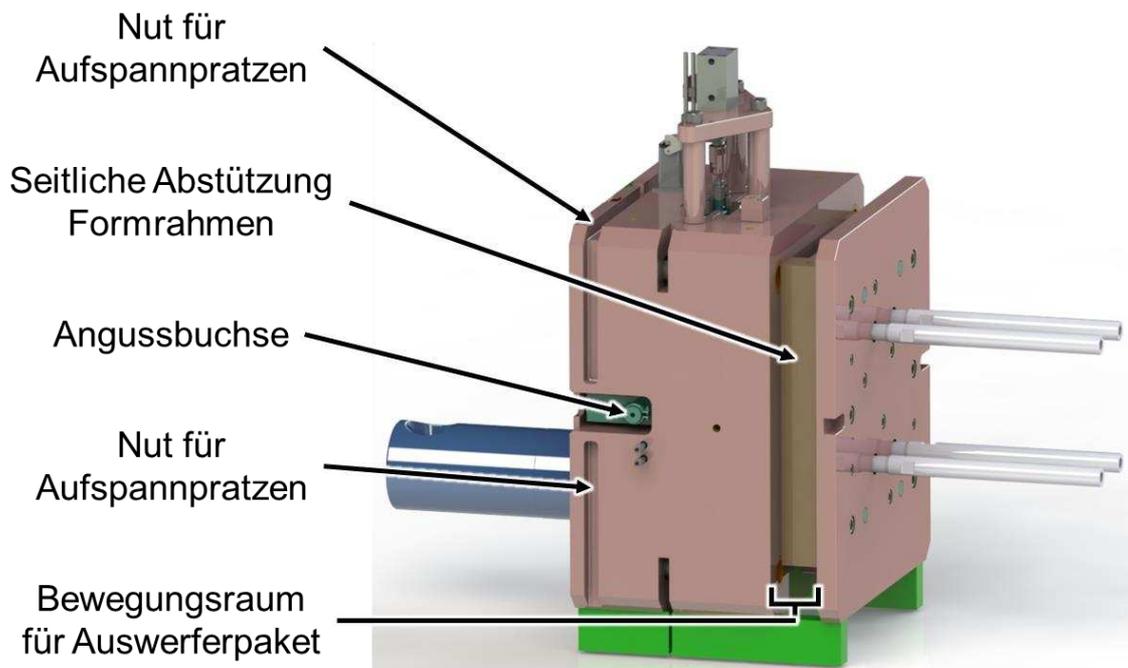


Abbildung 5-5: Hybrid III Werkzeug mit Gießkammer und Auswerferstangen

Hiermit ergeben sich auch Anforderungen an den Heißkanal sowie Einschränkungen bei der *Positionierung der Heißkanaldüse*. Zudem sollte die bereits vorhandene Heißkanal-Ausparung im Formrahmen bestmöglich weiterverwendet werden, um den Formrahmen durch neue großflächige Ausfräsungen nicht mehr als zwingend erforderlich zu schwächen. Demnach wird, wie auch schon bei Hybrid II, ein L-förmiger Heißkanal angestrebt. In Abbildung 5-3 (rechts) ist der Bereich für die Heißkanaldüse markiert, welcher mit einem L-förmigen Heißkanal zu realisieren ist.

Ein komplex zu erfassender Aspekt ist die *Positionierung der Auswerfer*. Analog zu den Ausführungen aus Kapitel 3.2.2 erfolgt im Druckguss das Auswerfen des Bauteils fast ausschließlich mittels Auswerferstiften in der beweglichen Formhälfte. Durch den zu integrierenden Schieber ergibt sich jedoch auch eine Fläche, in der keine Auswerferstifte integriert werden können, da diese sonst infolge der Schieberbewegung abgeschert würden. Wie in Abbildung 5-6 ersichtlich befinden sich zudem in der Auswerferplatte zylindrische Aussparungen. Innerhalb dieser sind Stützen eingebracht, welche die Kraft zusammen mit der seitlichen Abstützung des Formrahmens (s. Abbildung 5-5) zwischen Formrahmen und beweglicher Aufspannplatte der DGM übertragen und der Versteifung des Werkzeuges dienen. Abbildung 5-6 zeigt die daraus resultierenden Einschränkungen, welche ebenfalls bei der Werkzeugkonzipierung in Betracht gezogen werden müssen.

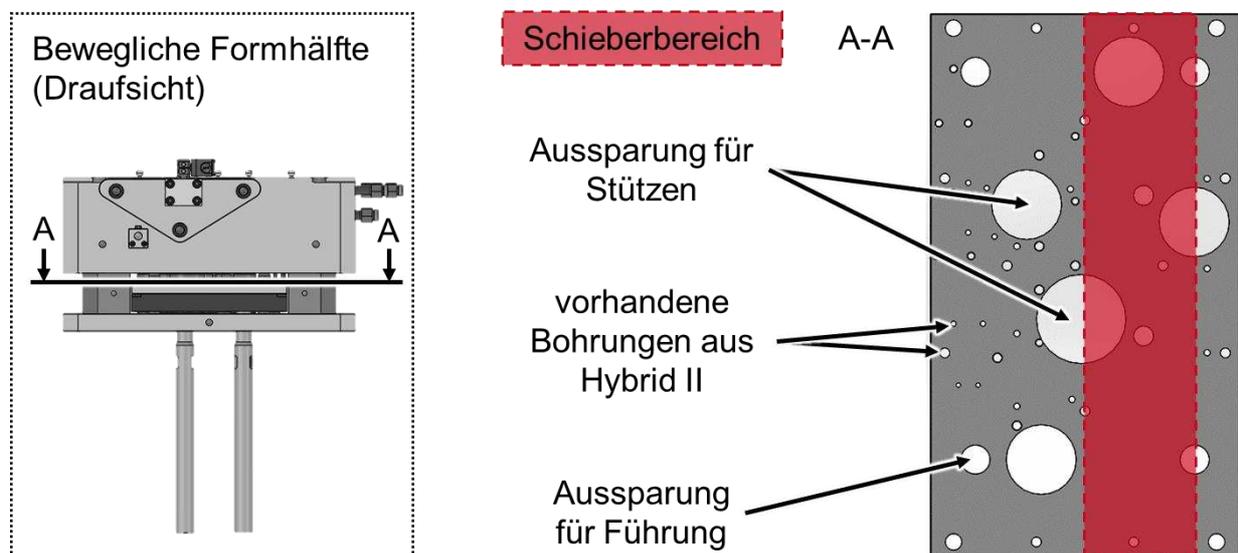


Abbildung 5-6: Detailansicht der vorhandenen Auswerferplatte (Hybrid II) zur Verdeutlichung des für Auswerfer zur Verfügung stehenden Bauraums

5.1.2. Thermische Anforderungen

Beim Mehrkomponenten-Druckgießen spielen die thermischen Anforderungen eine elementare Rolle, da hier zwei Prozesse miteinander verknüpft werden, deren thermische Anforderun-

gen sich sehr deutlich unterscheiden. Gleichzeitig ist die Temperaturführung bei diesem Prozess mutmaßlich die ausschlaggebende Größe (vgl. Kapitel 3.6), welche bei einer derartigen Prozesskombination über die Ausbildung eines Verbundes sowie dessen Verbundfestigkeit entscheidet. Bei der Werkzeugkonzipierung sind somit aus thermischer Sicht die folgenden Aspekte zu berücksichtigen:

- Werkstoffgerechte Temperierung
 - im Spritzguss
 - im Druckguss
- Thermische Entkopplung der Werkzeugbereiche
- Funktions- und prozessgerechte Temperierung

Getrennt voneinander betrachtet ist bereits in den Einzelprozessen Druck- und Spritzguss die jeweilige *werkstoffgerechte Temperierung* maßgeblich für die Qualität der Gussteile verantwortlich. Basierend auf der Werkstoffauswahl im Kapitel 4.4 sind daher für die Werkzeugauslegung die empfohlenen Verarbeitungsdaten der AlSi9MnMoZr-Legierung **Castasil®-37** sowie der beiden 30%-glasfaserverstärkten Polyamide **AKROMID® A3 GF 30 7 S3** (haftmodifiziert) und **AKROMID® A3 GF 30 1** natur (naturbelassen) maßgeblich (Datenblätter s. Anhang, Kapitel 11.2).

Aus den Verarbeitungshinweisen der beiden Kunststoffe gehen die Empfehlungen gemäß Tabelle 5-1 hervor. Die angegebenen Intervalle gelten für die haftmodifizierte und naturbelassene Type des Werkstoffes gleichermaßen. Analog hierzu ist in Tabelle 5-2 der Auszug aus den Verarbeitungsdaten von Castasil®-37 aufgeführt. Die hier enthaltenen Informationen sind aus thermischer Sicht für die Werkzeugauslegung relevant.

Tabelle 5-1: Auszug aus den Verarbeitungshinweisen AKROMID® A3 GF 30 7 S3 und AKROMID® A3 GF 30 1 [66, 132] sowie Einschätzung der Umsetzbarkeit

Empf. Temperierung Kunststoffkomponente	[°C]	Umsetzbarkeit
Werkzeug	80-100	kritisch
Düse	270-310	realisierbar
Schmelze	280-300	realisierbar

Tabelle 5-2: Auszug aus dem Verarbeitungsmerkblatt von Castasil®-37 [134] sowie Einschätzung der Umsetzbarkeit

Empf. Temperierung Aluminiumkomponente	[°C]	Umsetzbarkeit
Werkzeug	200-300	kritisch
Werkzeugoberfläche	250-350	denkbar
Gießkammer	>200	grundsätzlich realisierbar
Schmelze (Gießtemperatur)	680-720	realisierbar
Schmelze (im Warmhalteofen)	680-780	realisierbar

Es ist unschwer zu erkennen, dass die empfohlenen Temperaturfelder für die unterschiedlichen Werkstoffgruppen deutlich auseinandergehen. Kritisch ist in diesem Zusammenhang die eigentliche Werkzeugtemperierung. Da eine vollständige *thermische Entkopplung* der verschiedenen *Werkzeugbereiche* nicht möglich ist, ist die zeitgleiche Umsetzbarkeit einer für beide Werkstoffgruppen optimalen Werkzeugtemperierung ausgeschlossen. Aus diesem Grund ist bei der Ausarbeitung des Werkzeugkonzeptes die Realisierbarkeit einer *funktions- und prozessgerechten Temperierung* ein weiterer Aspekt, der zu berücksichtigen ist, um Einschränkungen bei der Prozessführung, wie z.B. enge thermische Grenzen bei der Schiebertemperierung (vgl. 3.6.3), zu vermeiden. Die Erarbeitung einer geeigneten Lösung, welche beiden Werkstoffen gerecht wird, ist eine der wesentlichen Herausforderungen, auf die in Kapitel 5.2 genauer eingegangen wird.

Spezifische thermische Anforderungen in der Fügezone:

Die Fügezone, daher der Bereich, in dem der Verbund zwischen Metall und Kunststoff erzeugt wird, ist aus thermischer Sicht von besonderer Bedeutung. Aufgrund der hohen Wärmeleitfähigkeit, dem hohen Wärmeübergangskoeffizienten (Aluminium → Werkzeugstahl) sowie der geringen Wärmekapazität der Aluminiumprobe wird diese in sehr kurzer Zeit, und damit noch vor dem Anspritzen der Kunststoffkomponente, annähernd das Temperaturniveau des umgebenden Werkzeugstahls annehmen. Dies bedeutet, dass die Substrattemperatur, d.h. die Temperatur unmittelbar in der Fügezone, zum Zeitpunkt des Anspritzens der Kunststoffkomponente im Wesentlichen durch die kavitätsnahe Temperatur des Werkzeugstahls bestimmt wird. Die Füge­temperatur, d.h. die Temperatur, welche während der Verbundausbildung vorherrscht, wird darüber hinaus auch noch von der Schmelzetemperatur der Kunststoffkomponente beeinflusst und liegt zwischen der Substrat- (Aluminium) und der Schmelzetemperatur (Kunststoff). Bei dem angestrebten Verbund über mikromechanische Verankerung des Kunst-

stoffes in der Oberflächenstruktur der Aluminiumkomponente ermöglichen hohe Substrattemperaturen eine bessere Abformung der Oberflächenstruktur und somit einen belastbareren Verbund.

Im Rahmen der Werkzeugauslegung ist daher eine fügezonennahe Temperiermöglichkeit vorzusehen, welche einen lokalen Energieeintrag ermöglicht. Gleichzeitig muss jedoch die Temperierung derart gestaltet sein, dass nach dem Fügevorgang eine Wärmeabfuhr erfolgen kann, damit die Kunststoffkomponente auf ein Temperaturniveau abgekühlt wird, sodass eine Entformung einer formstabilen Metall-Kunststoff-Hybridprobe möglich ist. Abbildung 5-7 zeigt hierzu schematisch zwei Ansätze. Dargestellt ist jeweils die Hybridprobe bestehend aus Aluminium- und Kunststoffkomponente sowie die Anordnung der Wärmequellen (rot) und -senken (blau). Bei Ansatz A erfolgt der Energieeintrag mittels Widerstandsheizung und die -abfuhr mittels Flüssigtemperierung. Bei Ansatz B erfolgt sowohl die Energiezufuhr als auch -abfuhr mittels Prozessfluid.

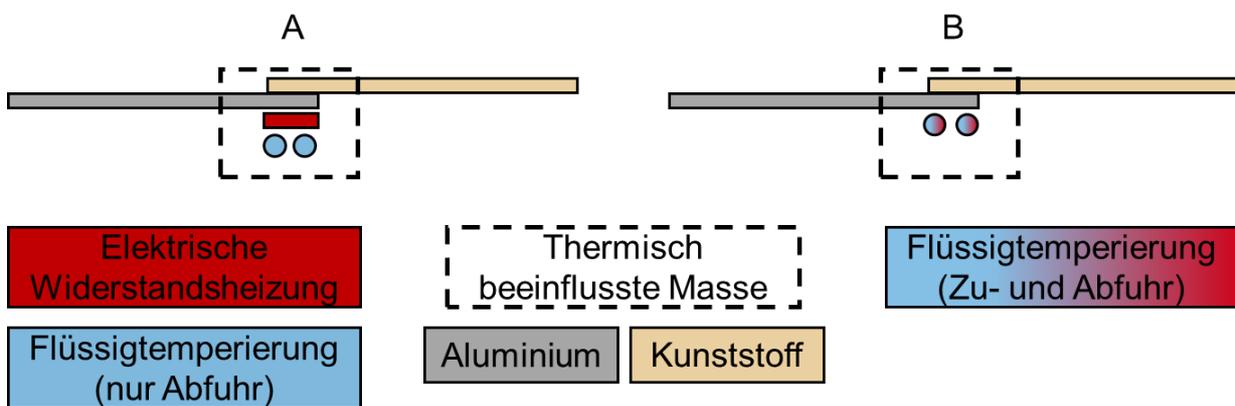


Abbildung 5-7: Schematische Darstellung der Hybridprobe mit möglicher Anordnung zweier variothermer Temperieransätze (Ansatz A (links): Energiezufuhr über Widerstandsheizung, Abfuhr über Flüssigtemperierung; Ansatz B (rechts): Energiezufuhr und -abfuhr über Flüssigtemperierung)

5.1.3. Prozesstechnische Anforderungen und Rahmenbedingungen

Neben den bereits diskutierten geometrischen und thermischen Anforderungen besteht eine weitere große Herausforderung in der bestmöglichen Berücksichtigung der prozesstechnischen Anforderungen und Rahmenbedingungen. Auch hier sollen die nachfolgenden Aspekte zunächst entkoppelt von der eigentlichen Werkzeugauslegung erörtert werden, bevor die Überlegungen in Kapitel 5.2-5.3 konkret auf Hybrid III übertragen werden.

- Prozessnebenzeiten
- Abkühlung während der Prozessnebenzeiten
- Größe von Druck- bzw. Spritzgießaggregat/Nebenkavitäten

- Schieberbewegung/Öffnungshub
- Prozesssicherheit
- Trennmittelauftrag
- Dynamik der Temperierung

Ziel eines jeden Fertigungsprozesses ist es immer, die *Prozessnebenzeiten* so kurz wie möglich zu halten. Im Rahmen dieser Arbeit wurde der Fokus auf potentiell kritische Nebenzeiten gelegt, welche maßgeblich den M-HPDC-Prozess prägen. Beispiele hierfür sind die Dauer der erforderlichen Werkzeugbewegungen, Kühl- und Heizphasen im laufenden Prozess usw. Diese können nicht gänzlich vermieden werden, sollten aber gleichermaßen intensiv betrachtet werden wie bei der Entwicklung eines Großserienwerkzeuges.

Bei der Prozessführung im M-HPDC ist die *Abkühlung während der Prozessnebenzeiten* ein sensibler Teil der Prozessführung. Bei Hybrid I und II wurde hierbei angestrebt, vollständig aus der ersten Wärme zu arbeiten (vgl. Kapitel 3.5.2), was aus energetischer, ökologischer und ökonomischer Sicht auch zunächst sinnvoll scheint, da so die Prozesswärme aus dem Druckguss noch für das anschließende Fügen weiter genutzt wird, bevor das Bauteil vollständig abkühlt. Wie aus Kapitel 3.5.2 jedoch auch hervorgeht, führt dies zu sehr langen Prozesszeiten, die schwerlich verkürzt werden können, ohne die Prozessführung grundlegend zu ändern. Dies macht außerdem die Prozessführung sensibler, da jegliche zeitliche Abweichung unmittelbaren Einfluss auf den Temperaturhaushalt in der Fügezone hat, welche nach den Erkenntnissen aus Kapitel 3.5 maßgeblicher Einflussfaktor auf die Verbundausbildung bzw. -qualität ist. Die *Abkühlung während der Prozessnebenzeiten* sollte daher bis zur Verbundausbildung so kontrolliert wie möglich erfolgen, daher bestenfalls vollständig unabhängig vom Faktor Zeit. Diesem Anspruch gilt es bei der Gestaltung des Werkzeuges gerecht zu werden.

Ebenfalls zu berücksichtigen ist die *Größe von Druck- bzw. Spritzgießaggregat*. Bei den Untersuchungen mit Hybrid I, jedoch auch bei Hybrid II haben sich die negativen Folgen eines sehr geringen Kammerfüllgrades (Hybrid I: ca. 13%) gezeigt. Da die verfügbare Anlagentechnik (s. Kapitel 4) eine gegebene Randbedingung darstellt, besteht die Möglichkeit, durch die Integration von *Nebenkavitäten* den Kammerfüllgrad künstlich zu erhöhen, sodass die Erfordernis einer hohen Überhitzung bzw. ein zu schnelles Unterkühlen der Schmelze vermieden werden kann. Bei der Werkzeugauslegung ist gleichzeitig zu berücksichtigen, dass Nebenkavitäten einen möglichst geringen Einfluss auf den eigentlichen Prozess haben. Hierbei sind unter anderem der thermische Einfluss, das Füllverhalten und der zeitliche Einfluss zu berücksichtigen.

Mehrkomponentenanwendungen mit nacheinander ablaufenden Urformprozessen in demselben Werkzeug erfordern eine Trennung beider Kavitätsbereiche, sodass die Schmelze der ersten Komponente nicht in die Kavität der zweiten Komponente gelangt. Die Herausforderung

liegt darin, einen geeigneten Schieber zu konstruieren, welcher einerseits das erforderliche Passungsspiel für eine fehlerfreie Bewegung aufweist und andererseits so eng toleriert ist, dass das Eindringen von Schmelze effektiv und zuverlässig verhindert wird. Um beiden Anforderungen bestmöglich gerecht zu werden, soll die *Schieberbewegung* bei geöffnetem Werkzeug erfolgen, was nunmehr durch die Steuerung der Frech DGM auch möglich sein wird (vgl. Kapitel 4.2.2). Auf diese Weise werden Spaltmaße in der Trennebene durch das Aufbringen der Schließkraft minimiert und gleichzeitig wird der Schieber für die Verfahrbewegungen vollständig entlastet. Da der *Öffnungshub* für die Schieberbewegung logischerweise nach dem Gießen der ersten Komponente (Aluminium) erfolgt, ist hierbei zu berücksichtigen, dass der Öffnungshub nur sehr klein ist und die Aluminiumkomponente so ausgelegt wird, dass diese hierdurch nicht beschädigt wird.

Im 1K-Druckguss wird typischerweise Trennmittel aufgetragen, unter anderem um das Kleben des Gussstückes an der Formwand zu minimieren. In Kapitel 3.5.1 wird in Hinblick auf den *Trennmittelauftrag* insbesondere der thermische Aspekt adressiert. Auch wenn das Trennmittel für den angestrebten Fügeprozess kontraproduktiv ist, kann dennoch im Sinne der Prozesssicherheit (s. auch vorheriger Abschnitt) nicht gänzlich darauf verzichtet werden. Vielmehr ist darauf zu achten, dass bei der späteren Prozessdurchführung die Trennmittelmenge in dem für den Fügeprozess wesentlichen Bereich möglichst minimiert wird. Gleichzeitig ist bei der Werkzeuggestaltung hinsichtlich der Schmelzeführung zu beachten, dass Trennmittel bestmöglich nicht in den Bereich der Fügezone gespült wird, sondern dass vielmehr Überlaufbohlen derart positioniert werden, dass Trennmittelrückstände aufgenommen werden.

Ein Kernaspekt bei der Werkzeuggestaltung liegt in der Realisierung einer geeigneten Temperierung für den Fügeprozess. Da die Anforderungen an den Fügeprozess (hohe Werkzeugtemperatur) sowie Erstarrung/Entformung (niedrige Werkzeugtemperierung) genau gegenläufig sind, gilt es ein oder mehrere geeignete Temperierlösungen auszuwählen, sodass eine möglichst hohe *Dynamik der Temperierung* innerhalb des Prozesses realisiert werden kann.

5.2. Konzeptionierung (Hybrid III.0)

Vorbereitend für die Konzeptionierung des Versuchswerkzeuges wird in Kapitel 5.2.1 zunächst die Probengeometrie vorgestellt und deren Hintergründe erläutert. Anschließend werden die in Kapitel 5.1 herausgearbeiteten Anforderungen und Rahmenbedingungen in einen konkreten Fertigungsentwurf transferiert. Abbildung 5-8 bietet eine Vorschau auf die finalen Werkzeugeinsätze in der Konfiguration, wie das Werkzeug auch bei den praktischen Versuchen zum Einsatz kommt. Die folgenden Unterkapitel stellen zunächst, begleitend zur Ausarbeitung des Werkzeugkonzeptes, auch Überlegungen dar, welche bis zum finalen Entwurf modifiziert bzw. abgeändert werden.

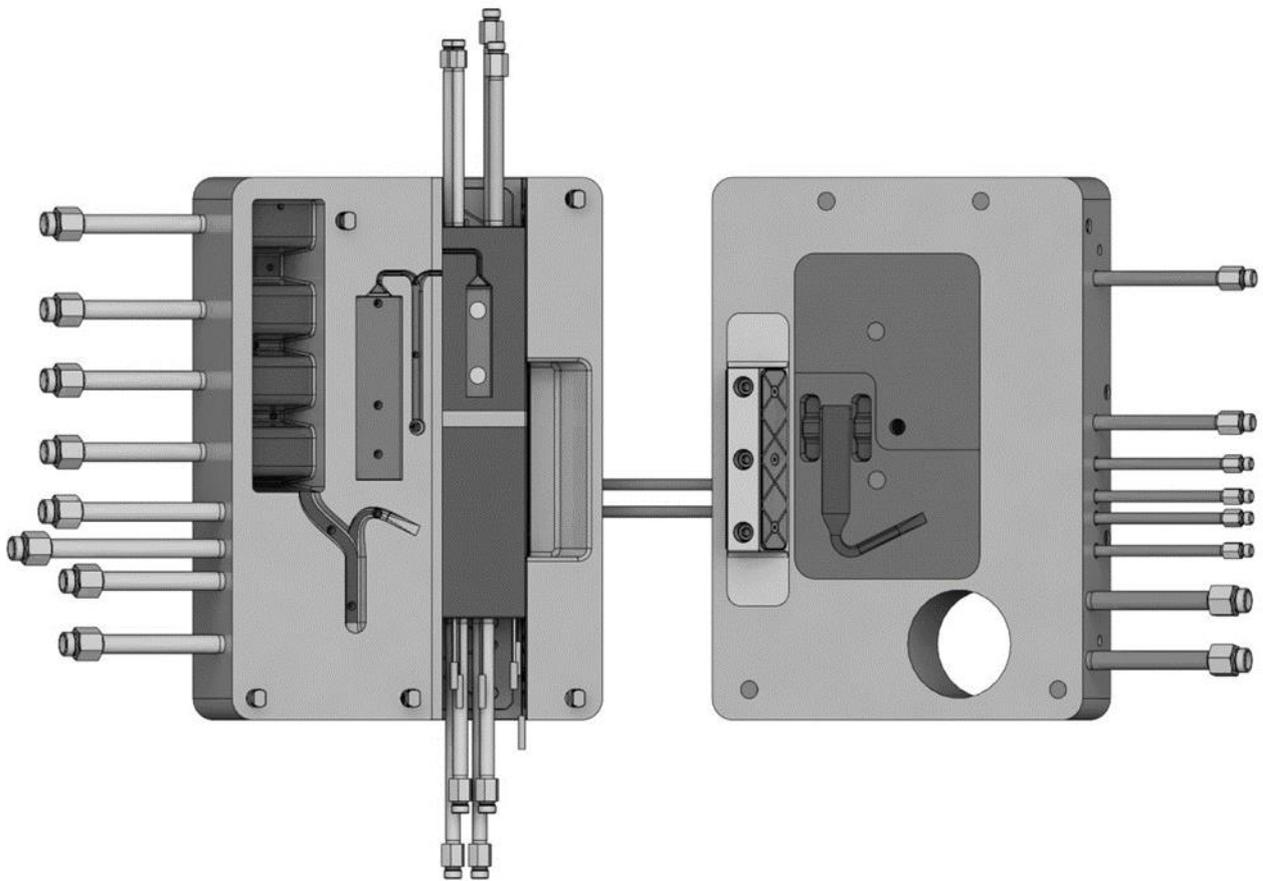


Abbildung 5-8: Vorschau auf die Werkzeugeinsätze des gefertigten Versuchswerkzeuges Hybrid III

5.2.1. Entwicklung der M-HPDC-Verbundprobe

Der Fokus dieser Arbeit liegt darin, ein Verständnis der in der Fügezone erforderlichen thermischen Bedingungen aufzubauen, um einen reproduzierbaren und belastbaren Verbund zu ermöglichen. Um die Verbundfestigkeit anschließend auch quantifizieren zu können, setzt dies entsprechend eine Probengeometrie voraus, welche für die Prüfung der Verbundfestigkeit geeignet ist.

Im M-HPDC fungiert die Kunststoffkomponente neben der „Funktion“ als Bauteil auch gleichzeitig als thermoplastischer Schmelzklebstoff. Entsprechend bietet es sich an, eine Probekörpergeometrie in Anlehnung an die Scherzugprüfung von Klebverbindungen zu wählen. Dies hat zudem den Vorteil, dass ein direkter Vergleich zu Klebverfahren grundsätzlich möglich wird, da die separate Herstellung beider Komponenten und das anschließende Fügen (z.B. durch Kleben) als das unmittelbar zum M-HPDC konkurrierende Fertigungsverfahren anzusehen ist.

Klebverbindungen werden üblicherweise nach DIN EN 1465 [124] auf Zugscherfestigkeit geprüft, sodass diese Norm als Basis für die Festlegung der Probengeometrie dient. In Anlehnung

an diese Norm wurde die Hybrid III Probengeometrie (Abbildung 5-9) entwickelt, welche im Folgenden vorgestellt wird.

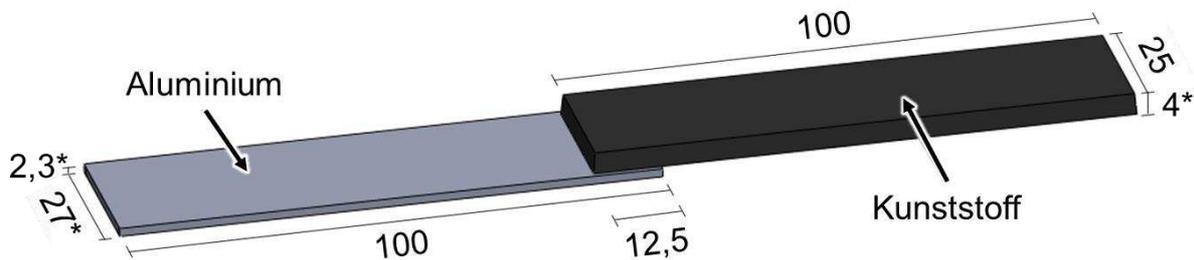


Abbildung 5-9: CAD-Darstellung der Probengeometrie in Anlehnung an DIN EN 1465 (von der Norm abweichende Abmessungen mit * gekennzeichnet)

DIN EN 1465 sieht eine zweidimensionale Fügefläche von 12,5 mm x 25 mm vor, welche parallel zur Belastungsrichtung liegt. Um dies auch im M-HPDC zu realisieren gibt es zwei naheliegende Möglichkeiten.

1. Sowohl Metall- als auch Kunststoffkomponente werden mit einem Schwindungsaufmaß versehen, sodass die Probenbreite nach dem Abkühlen genau der Vorgabe aus der Norm ($25 \text{ mm} \pm 0,25 \text{ mm}$) entspricht. Hierbei würde sich allerdings durch die Schwindung der Al-Legierung (0,4-0,6% bei Castasil®-37) seitlich ein Spalt zum Werkzeug bilden, in den der Kunststoff während des anschließenden Anspritzvorgangs eindringen würde. Dies würde die Fügefläche je nach Eindringtiefe undefiniert vergrößern. Zudem würde durch die Schwindung des Kunststoffes ein Kraftschluss entstehen (vgl. Kapitel 3.4.2), welcher ebenfalls die Ergebnisse einer mechanischen Prüfung beeinflussen würde und daher vor der Prüfung entfernt werden müsste. Dies würde neben zusätzlichem Aufwand auch eine mögliche Belastung des Verbundbauteils bedeuten, wodurch das Prüfergebn beeinflusst werden könnte.
2. Die Aluminiumkomponente wird (abweichend von der Norm) breiter ausgelegt, sodass eine Penetration des seitlichen Spaltes durch den Kunststoff effektiv verhindert wird, da der entstehende Spalt nicht an die Kunststoffkavität angrenzt. Bei der Kunststoffkomponente wird das Schwindmaß aufgeschlagen, sodass nach der Abkühlung die Breite und die Fügefläche der Norm entspricht. Zudem ist es so problemlos möglich, Entformungsschrägen an der Aluminiumkomponente vorzusehen und damit eine sicherere Entformung zu gewährleisten.

Aufgrund der Vorteile der zweiten Variante, wird diese für Hybrid III realisiert.

Abweichend von der Norm werden sowohl die Metall- als auch die Kunststoffkomponente dicker ausgeführt ($1,6 \text{ mm} \pm 0,1 \text{ mm}$). Bei der Metallkomponente ist dies darin begründet, dass

bei dickerer Probe ein besseres Formfüllungsverhalten zu erwarten ist. Bei der Kunststoffkomponente sprechen die beiden folgenden Aspekte für diese bewusste Abweichung: Einerseits wird so der Wärmeeintrag der Kunststoffschmelze erhöht, andererseits soll insbesondere ein kohäsives Versagen der Probe in der Kunststoffkomponente vermieden werden, da bei einem rein kohäsiven Versagen eine Ermittlung der tatsächlichen Verbundfestigkeit nicht möglich wäre.

Auch wenn diese Maßnahmen eine Abweichung von der Norm bedeuten, bleibt eine Vergleichbarkeit der Scherzugfestigkeiten dennoch grundsätzlich bestehen, da die Fügezone identisch und die sonstige Geometrie der Probe sehr ähnlich ist. Das Benchmarking gegenüber Klebverbindungen stellt im Übrigen nur einen perspektivischen Nutzen dar. Im Rahmen dieser Arbeit gilt es zunächst, die thermischen Einflüsse auf die Verbundfestigkeit zu untersuchen und Einflussparameter zu ermitteln.

5.2.2. Entwicklung eines hierarchischen und modularen Werkzeugaufbaus

Bei der Entwicklung von Hybrid II wurde bereits auf einen modularen Werkzeugaufbau gesetzt, der es nun ermöglicht, den Hybrid II Formrahmen weiter zu nutzen. Mit Hybrid III soll der Modularisierungsgedanke noch einen Schritt weiterverfolgt werden, indem das Werkzeug mehrstufig, d.h. flexibel und hierarchisch, aufgebaut wird. Wie schon in Abbildung 5-2 angedeutet, besteht das Hybrid III Werkzeug aus einem Formrahmen mit einem Haupteinsatz, welcher wiederum den eigentlichen Kavitätseinsatz aufnimmt.

Der große Vorteil dieses Aufbaus besteht darin, dass der Kavitätseinsatz (feste Formhälfte) einfach und variabel ersetzt werden kann und somit perspektivisch auch andere Temperierkonzepte mit Hybrid III untersucht werden können, ohne dass ein Werkzeug vollständig neu ausgelegt werden muss. Auch ist dieser Aufbau vor dem Hintergrund additiv zu fertigender Einsätze gewählt worden, da im 3D-Druck die Menge des verwendeten Pulvers ein maßgeblicher Kostentreiber ist (s. Kapitel 3.3). Es ist daher naheliegend, den potentiell zu druckenden Teil des Werkzeuges (u.a. den alternative Kavitätseinsatz Hybrid III.1) möglichst klein zu halten, so dass sich auch aus dieser Sicht ein modularer Aufbau anbietet.

Auch die bewegliche Formhälfte des Werkzeuges ist modular aufgebaut. Im Grundsatz besteht auch diese aus drei Hierarchieebenen (Formrahmen → Haupteinsatz → Schieber).

Basierend auf den in Kapitel 5.1 vorgestellten Rahmenbedingungen und Anforderungen wird für Hybrid III der Formrahmen aus dem Vorgängerwerkzeug weiterverwendet, wodurch sich der zur Verfügung stehende Bauraum ergibt (Abbildung 5-3), welcher je nach Teilbereich unterschiedliche Funktionen abbilden soll. Zum besseren Verständnis der Hintergründe des modularen Werkzeugaufbaus werden in Abbildung 5-10 die Funktionen den jeweiligen Hierarchieebenen des Werkzeuges zugeordnet.

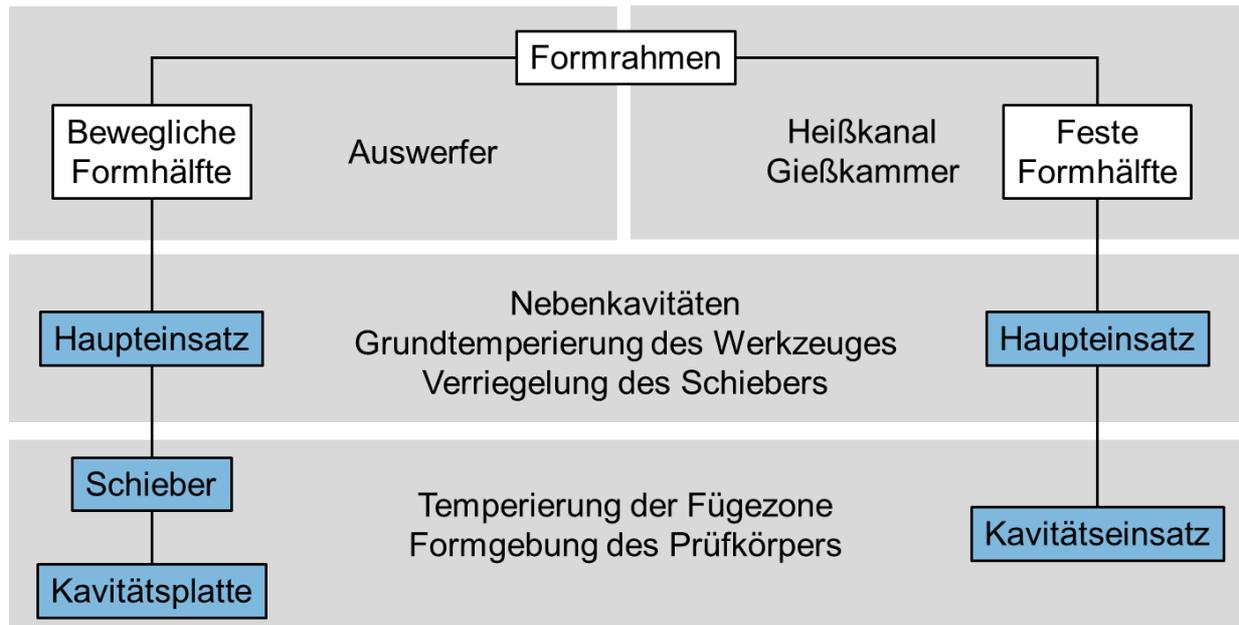


Abbildung 5-10: Hierarchie und Zuordnung der grundlegenden Funktionen innerhalb des Hybrid III-Werkzeuges

Aus Abbildung 5-10 wird deutlich, dass die grundlegenden Werkzeugfunktionen in den oberen beiden Ebenen verankert sind. Die für das Mehrkomponenten-Druckgießen bedeutendste Funktion, also die Temperierung der Fügezone, wird gleichermaßen wie die Formgebung des Prüfkörpers erst auf der untersten Hierarchieebene realisiert, was perspektivisch erforderliche Änderungen der Proben temperierung vereinfacht. In den folgenden Unterkapiteln (5.2.3-5.2.5) werden die einzelnen Ebenen thematisiert. Auch wenn die einzelnen Punkte (Aufgaben/Funktionen/Aspekte gemäß Abbildung 5-10) einzelnen Ebenen zugeordnet sind, ist eine vollständig entkoppelte Betrachtung aller Punkte nicht sinnvoll, da es einige Aspekte gibt, die über mehrere Ebenen hinweg betrachtet werden müssen.

5.2.3. Hierarchieebene Formrahmen

Die übergeordnete Aufgabe des Formrahmens ist die Aufnahme aller weiteren Komponenten, die zu dem Werkzeug gehören. Hierzu zählen:

- Aufnahme des Heißkanals
- Aufnahme der Gießkammer
- Aufnahme des Auswerfersystems
- Aufnahme des Antriebs für den Schieber*
- Aufnahme der Haupteinsätze*
- Durchführung von Medienleitungen*

Dies bedeutet, dass dort diverse Änderungen in Form von Ausfräsungen und Bohrungen eingebracht werden müssen. Hierbei gilt wie bereits in Kapitel 5.1 erwähnt, dass alle Veränderungen am Werkzeug so ausgeführt werden müssen, dass eine Umrüstung zu Hybrid II möglich bleibt.

Die mit * markierten Aufgaben unterliegen den Gegebenheiten, welche sich aus Rahmenbedingungen bzw. aus der Werkzeugauslegung ergeben, die aber an dieser Stelle keiner besonderen Aufmerksamkeit bedürfen. Es muss diesbezüglich lediglich gewährleistet sein, dass es zu keinen Konflikten in Folge der geometrischen Anforderungen aus Kapitel 5.1.1 kommt. Die ersten drei Aufgaben hingegen werden im Folgenden genauer betrachtet, da deren Ausgestaltung diversen Besonderheiten und Überlegungen unterliegt.

Heißkanal:

Aus den geometrischen Anforderungen (Kapitel 5.1.1) ergibt sich die Position der Angussbuchse (Andockstelle von Spritzgießaggregat am Werkzeug) eindeutig, sodass diese Position als gegeben anzusehen ist. Von dort aus muss die Kunststoffschmelze über den Heißkanal bis zum Anspritzpunkt transportiert werden, wofür im Rahmen dieser Arbeit die Variante eines verlängerten Heißkanals gegenüber Hybrid II gewählt wird.

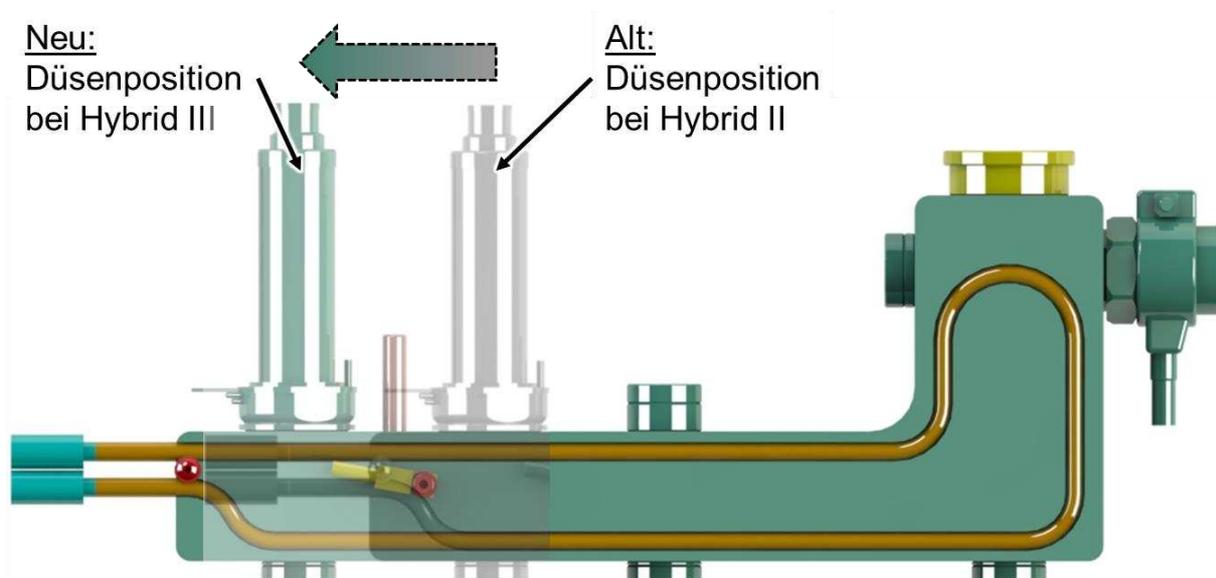


Abbildung 5-11: Abbildung des Heißkanals von Hybrid III (farbig) mit exemplarisch eingezeichnete Düsenposition von Hybrid II (schwarz/weiß)

Abbildung 5-11 zeigt den in Hybrid III verbauten Heißkanal. Da der vorhandene Heißkanal auch in der Hybrid II-Werkzeugkonfiguration unverändert weiter benötigt wird, erfolgt entsprechend für Hybrid III die Beschaffung eines neuen Heißkanals, welcher gemäß der Darstellung in Abbildung 5-11 verlängert ausgeführt ist.

Aufnahme der Gießkammer:

Die Aufnahme der Gießkammer erfolgt ausschließlich durch den Formrahmen, sodass die vorhandene Gießkammer, was die Anforderungen an Formrahmen bzw. Werkzeug für Hybrid III betreffen, weiterverwendet werden kann. Anpassungen (bzw. hier eine Neubeschaffung) sind jedoch für die Nutzung auf der Frech DGM (Hybrid II: bisher Bühler DGM) einhergehend mit dem AVDF-Dosiersystem erforderlich, da hierfür Position und Geometrie der Einfüllöffnung auf die entsprechenden Vorgaben der neuen Gießmaschine angepasst werden müssen. Die Gießkammer (Abbildung 5-12) ist für einen 60 mm Kolben ausgelegt und ist nicht temperiert. Da die in Abbildung 5-12) gezeigte Gießkammer ohnehin für den Hybrid II-Betrieb erforderlich ist, wird von der Beschaffung einer spezifischen, ausschließlich für Hybrid III zu nutzenden Gießkammer abgesehen und die in Abbildung 5-12 gezeigte Gießkammer gleichermaßen auch für Hybrid II verwendet.

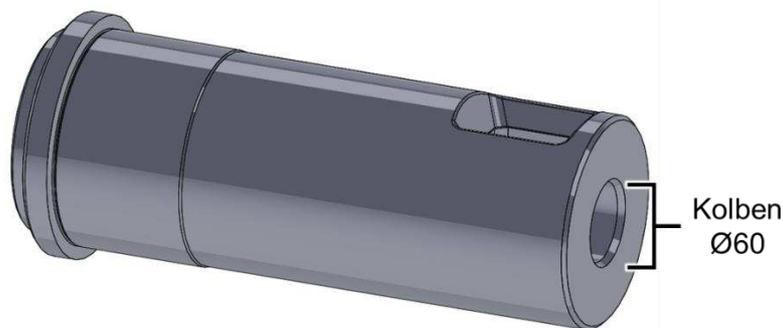


Abbildung 5-12: Gießkammer angepasst an Hybrid II/III sowie für den Einsatz mit Frech DAK 450-40 und Meltec AVDF350CM/2500

Auswerfersystem:

Konventionelle Auswerfersysteme mit Auswerferstiften (so auch bei Hybrid II) sind üblicherweise zwischen der beweglichen Hälfte des Formrahmens und der beweglichen Aufspannplatte der Druckgießmaschine untergebracht und sind Teil des Werkzeuges. Nach der Einteilung aus Abbildung 5-10 ist das Auswerfersystem somit auch der Hierarchieebene „Formrahmen“ zuzuordnen, obwohl die Auswerferstifte natürlich bis in die Kavität reichen.

Bei Hybrid III ist die Realisierung eines rein über Auswerferstifte betätigten Auswerfersystems nicht sinnvoll, da ein Teil der Kavität auf der beweglichen Formhälfte durch den Schieber, in dem keine Auswerferstifte platziert werden können, abgebildet wird (vgl. auch Abbildung 5-6). Da prozessbedingt jedoch genau dort die Überlappscherzugprobe und somit der wichtigste Teil des Gussstücks untergebracht ist, muss dort ein zuverlässiges und „schonendes“ Auswerfen gewährleistet werden. Dieser Teil des Auswerfersystems wird in Kapitel 5.2.5 näher behandelt,

dennoch sei an dieser Stelle vorweggenommen, dass es sich um ein Luftauswerfersystem handelt, welches zeitgleich angesteuert wird, aber mechanisch von dem konventionellen Auswerfersystem vollständig entkoppelt ist.

In den übrigen Kavitätsbereichen erfolgt das Auswerfen konventionell über Auswerferstifte. Wie bereits in dem Vorschaubild (Abbildung 5-8) zu erkennen ist, bieten die großzügig ausgeführten Nebenkavitäten eine hohe Flexibilität bei der Positionierung der Auswerferstifte, so dass die bereits vorhandene Auswerferplatte aus Hybrid II weitergenutzt werden kann. Dies wird auch dadurch erleichtert, dass in den Bereichen außerhalb des eigentlichen Prüfkörpers keine Rücksicht auf Abdrücke durch die Auswerfer genommen werden muss.

5.2.4. Hierarchieebene Haupteinsätze

Auf dieser Ebene sind die nachfolgenden Aspekte verortet:

- Nebenkavitäten (Aufnahme im Werkzeug/Wärmeabfuhr)
- Grundtemperierung des Werkzeuges
- Aufnahme, Verriegelung und Führung des Schiebers
- Aufnahme des Kavitätsesinsatzes/der Kavitätsesätze*

*Der Vollständigkeit halber aufgeführt, wird jedoch primär in Kapitel 5.2.5 betrachtet.

Nebenkavitäten:

Um einen zu geringen Kammerfüllgrad und daraus resultierend eine sehr schnelle Abkühlung der Aluminiumschmelze (s. Kapitel 3.6) bzw. eine schlecht reproduzierbare Einspritzphase des Spritzgießaggregats zu vermeiden, werden für beide Werkstoffe Nebenkavitäten in das Werkzeug integriert. Die Nebenkavitäten werden nach der Auslegung der eigentlichen Probe mit dem Gießsystem in dem verbleibenden Bauraum integriert. Die Auslegung basiert auf folgenden Kriterien:

- Realisierung einer reproduzierbaren Einspritzphase (Kunststoff)
- Realisierung eines sinnvollen Kammerfüllgrades (Aluminium)
- Beeinflussung der Zykluszeit
- Wärmeabfuhr
- Wärmeeintrag in die Fügezone
- Entformbarkeit
- Fertigungsaufwand

Nebenkavität Kunststoff:

Das verwendete Spritzgießaggregat mit 50 mm Schneckendurchmesser verfügt gemäß Datenblatt über ein theoretisches Hubvolumen von 392 cm³. Gemäß Anfrage beim technischen Kundendienst von Arburg ist die *Realisierung einer reproduzierbaren Einspritzphase* ab 10% des

maximal möglichen Hubvolumens umsetzbar. Demnach beträgt das theoretisch minimale erforderliche Schussvolumen (Kavität, Nebenkavität und Gießsystem ohne Heißkanal) 39,2 cm³.

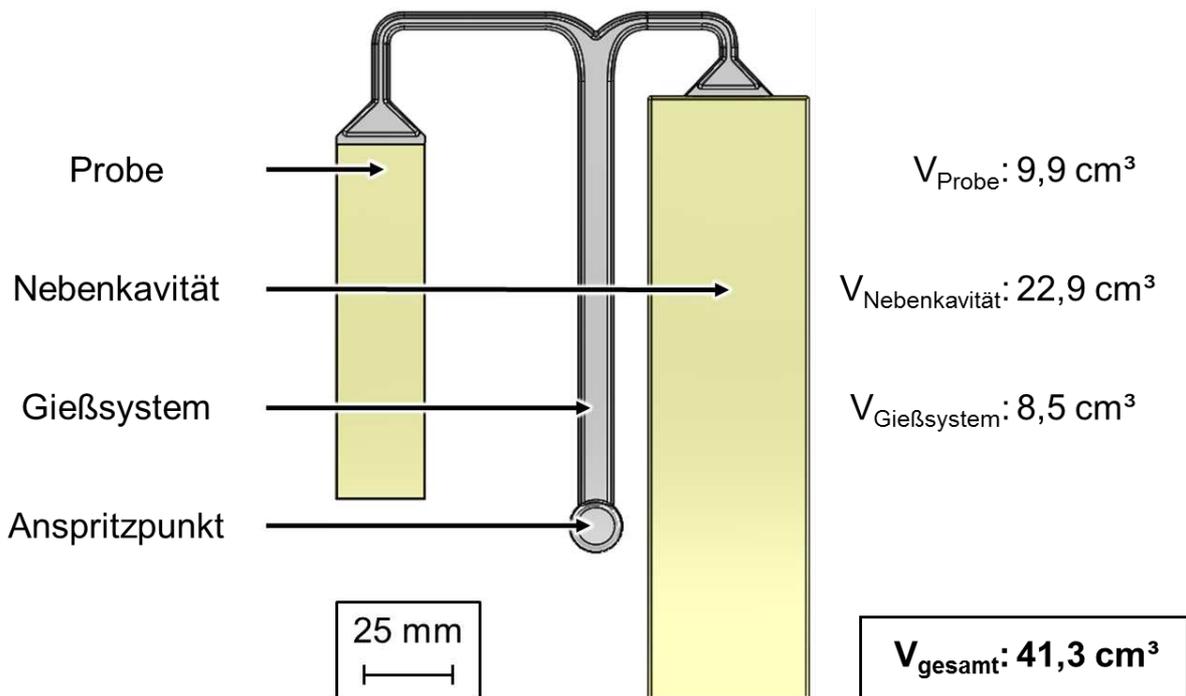


Abbildung 5-13: Gussteil Kunststoff bestehend aus Probe, Gießsystem und Nebenkavität

Abbildung 5-13 zeigt das vollständige (Kunststoff-) Gussteil, also das Gießsystem mit der Probe sowie der Nebenkavität. Das Gussteil entspricht gleichzeitig auch dem Schussvolumen, da die Schmelze im Heißkanal nicht entformt, sondern für den darauffolgenden Zyklus weiterverwendet wird. Durch die so realisierte Nebenkavität wird ein theoretisches Gesamtschussvolumen von 41,3 cm³ erzielt, welches entsprechend oberhalb der seitens Arburg benannten 10%-Grenze liegt, sodass eine reproduzierbare Einspritzphase zu erwarten ist.

Die Nebenkavität ist mit einer Gesamtdicke von 3 mm dünner als die eigentliche Probe (4 mm). Die Berechnung der Kühlzeit t_k im Spritzguss erfolgt nach **GL. 5.1** [60].

$$t_k = c_k * s^2 \quad \text{GL. 5.1}$$

Hierbei ist c_k eine Konstante und s die max. Wanddicke. Der Gleichung ist bereits ohne nähere Bestimmung der Kühlzeit unmittelbar zu entnehmen, dass die Gesamtkühlzeit des Prozesses maßgeblich von der Wanddicke der eigentlichen Probe abhängen wird, und daher durch die Nebenkavität keine negative *Beeinflussung der Zykluszeit* zu erwarten ist. Darüber hinaus verfügt die Nebenkavität über einen eigenen Temperierkreis (s. S. 92ff), welcher die *Wärmeabfuhr* gewährleistet. Weiterhin ist auch eine Deformation der Nebenkavität beim Entformen hier unkritisch, sodass dahingehend keine umfangreiche Auslegung erforderlich ist.

Das rein zur Erhöhung des Schussvolumens integrierte Bauteilvolumen (Nebenkavität und Gießsystem der Nebenkavität) ergibt sich aus dem Volumen der Nebenkavität ($22,9 \text{ cm}^3$) sowie etwa der Hälfte des Gesamtgießsystems (Hälfte: $4,25 \text{ cm}^3$) zu ca. $V=27,15 \text{ cm}^3$. Der Wärmeeintrag in das Werkzeug, welcher durch diesen Anteil der Kavität verursacht wird, ist somit nach **GL. 5.2**:

$$Q_{\text{Nebenkavität}} = c * m * \Delta T \quad \text{GL. 5.2}$$

mit

$$m = \rho * V \quad \text{GL. 5.3}$$

$$\Delta T = T_{\text{Schmelze}} - T_{\text{Entformung}} \quad \text{GL. 5.4}$$

Die spezifische Wärmekapazität von PA6.6GF30 wird in verschiedenen Literaturquellen mit $c=1,2-1,5 \text{ J/(g*K)}$ angegeben. Bei einer Dichte von etwa $\rho=1,35 \text{ g/cm}^3$ sowie einer Schmelztemperatur von $T_{\text{Schmelze}}=290^\circ\text{C}$ und Entformungstemperatur von $T_{\text{Entformung}}=150^\circ\text{C}$ ergibt sich mit $c=1,5 \text{ J/(g*K)}$ und somit nach **GL. 5.2-GL. 5.4** ein Wärmeeintrag von $Q_{\text{Nebenkavität}}= 7697 \text{ J}$ für die Kunststoffkomponente. Dieser Wärmeeintrag ist im Vergleich zu dem, der durch die Aluminium-Nebenkavität erfolgt, vernachlässigbar klein, sodass es auch hier keiner näheren thermischen Auslegung bedarf. Zusammengefasst verursacht die Kunststoffnebenkavität keinen für den thermischen Haushalt relevanten *Wärmeeintrag in die Fügezone*.

Um die *Entformbarkeit* der Nebenkavität sowie des dafür erforderlichen Gießsystems sicherzustellen, werden insgesamt sechs Auswerfer verwendet. Da die Nebenkavität frei schwinden kann, sind keine geometrisch bedingten Probleme zu erwarten. Zur Minimierung des *Fertigungsaufwandes* werden die Kanten und Ecken mit Radien versehen, sodass die Nebenkavität sowie der Gießlauf ausschließlich spanend hergestellt werden können und kein Senkerodieren erforderlich ist.

Nebenkavität Aluminium:

Um trotz der sehr kleinen Aluminium-Probe die *Realisierung eines sinnvollen Kammerfüllgrades* zu ermöglichen (vgl. Kapitel 3.6.2) ist eine sehr große Nebenkavität erforderlich. Abbildung 5-14 zeigt das Aluminium-Gussteil, welches ein Gesamtvolumen von knapp 729 cm^3 aufweist. Hinzu kommt das Pressrestvolumen von ca. 107 cm^3 , wodurch sich ein Abgussvolumen von 836 cm^3 ergibt. Dies führt bei einer 60 mm Gießkammer und einer aktiven Gießkammerlänge von 570 mm zu einem Kammerfüllgrad von 51,9% und entspricht somit den Empfehlungen von Nogowizin [125] mit 50-70% und Brunhuber [64] mit >50%.

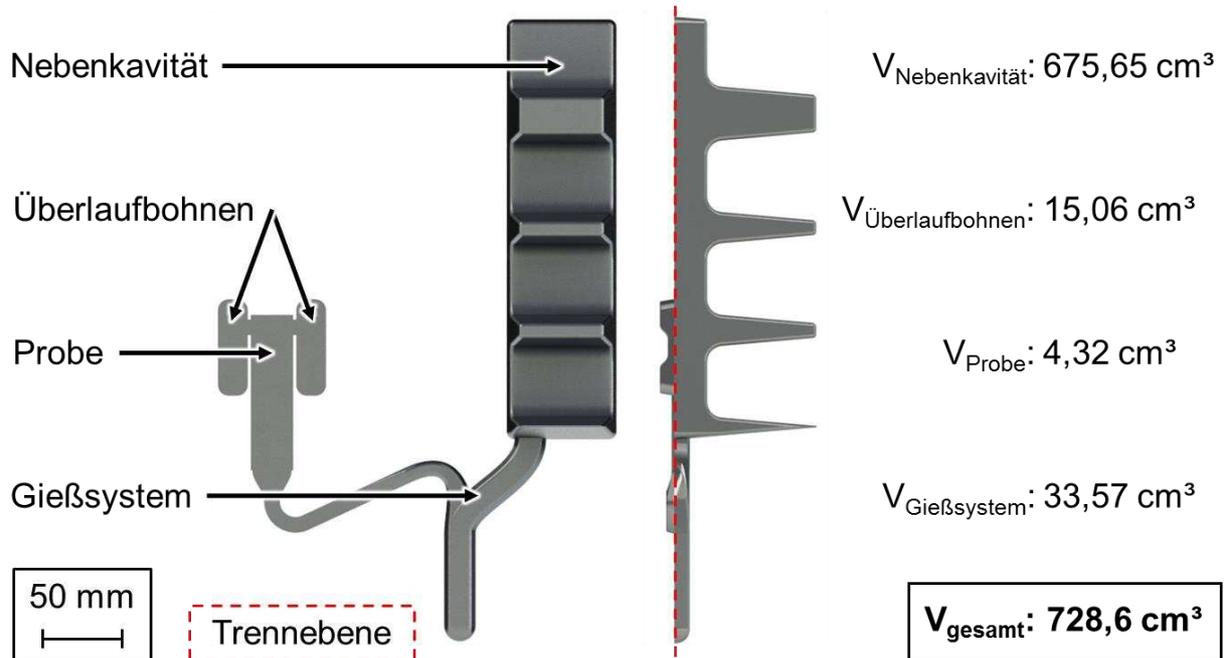


Abbildung 5-14: Gussteil Aluminium bestehend aus Probe, Gießsystem, Nebenkavität und Überlaufbohren (ohne Pressrest)

Grundtemperierung des Werkzeuges und Temperierung der Aluminium-Nebenkavität:

Die Betrachtung der Aluminium-Nebenkavität bedarf einer umfangreicheren thermischen Bewertung, als es bei der Kunststoff-Nebenkavität erforderlich ist. Die Auslegung der Werkzeuggrundtemperierung erfolgt direkt durch den Werkzeugbau, allerdings sind an dieser Stelle einige grundlegende Überlegungen notwendig, welche bei der Auslegung der Werkzeuggrundtemperierung zu berücksichtigen sind. Grundsätzlich werden hier die gleichen Kriterien zu Grunde gelegt, welche bereits bei der Auslegung der Kunststoff-Nebenkavität angewendet werden. Daher muss sichergestellt werden, dass die Nebenkavität einen möglichst geringen bzw. bestenfalls keinen Einfluss auf den Temperaturhaushalt im Bereich der Fügezone nimmt.

Nach dem Gießen der Aluminiumkomponente und vor dem Einspritzen des Kunststoffes wird das Werkzeug kurzzeitig einen Spalt geöffnet (detaillierte Prozessvorstellung in Kapitel 6.1), so dass der Schieber verfahren kann. Um dies gefahrlos zu ermöglichen, ist eine ausreichende Erstarrung der Aluminiumkomponente erforderlich, die typischerweise durch die höchste Wandstärke bestimmt wird. Um die *Beeinflussung der Zykluszeit* so gering wie möglich zu halten, ist daher eine Nebenkavität sinnvoll, die durch ein hohes Oberflächen-/Volumenverhältnis eine gute Wärmeabfuhr ermöglicht.

Gemäß Datenblatt des Legierungsherstellers wird für Castasil®-37 ein Erstarrungsintervall von 550-595°C angegeben. Um eine vollständige Erstarrung des Gussteils beim Öffnungshub zu gewährleisten, wird ein vollständiges Unterschreiten von 550°C als sicheres Auslegungskriterium

definiert. Die finale Temperierung wird im Rahmen der Vorstellung des gefertigten Versuchswerkzeuges in Kapitel 5.2.7 vorgestellt.

Aufnahme, Verriegelung und Führung des Schiebers:

Aus den prozesstechnischen Anforderungen (Kapitel 5.1.3) geht hervor, dass der Schieber derart gestaltet werden sollte, dass dieser über einen möglichst großen Temperaturbereich betrieben werden kann und potentiellen Störquellen bestmöglich konstruktiv entgegengewirkt wird. Das bereits erwähnte spezielle Sonderprogramm bei der Frech DGM ermöglicht die Schieberbewegung bei (minimal) geöffnetem Werkzeug, wodurch der Schieber ohne anliegende Schließkraft während des Zyklus verfahren, die Schließkraft aber bei geschlossenem Werkzeug zur Verriegelung des Schiebers genutzt werden kann.

Bei der Auslegung liegt der Fokus auf folgenden Aspekten, deren Zusammenspiel die Prozesssicherheit des Schiebers maßgeblich beeinflusst:

- Führung des Schiebers
- Funktionssicherheit des Verriegelungsmechanismus
- Abdichtung gegen Eintritt von Schmelze
- Justierbarkeit der Passung

Die *Führung des Schiebers* erfolgt an drei Seiten über austauschbare Gleitschienen aus AMPCO® 18 [135], einer Aluminiumbronze, welche unter anderem für hochbeanspruchte Gleitleisten entwickelt wurde. Die Verwendung der Gleitschienen aus Aluminiumbronze hat mehrere Vorteile:

1. Durch Austauschbarkeit (bzw. leichte Demontierbarkeit) der Schienen können diese sehr gut eingepasst werden, um das richtige Passungsspiel zwischen Schieber und Führung zu erhalten.
2. Der Werkstoff ist weicher als Werkzeugstahl (1.2343), aus dem der Schieber gefertigt ist. Sollten Fremdstoffe (z.B. Flitter etc.) unbeabsichtigt zwischen Schieber und Führung geraten, ist ein Schaden am Schieber selbst unwahrscheinlicher. Zudem dienen die Ausfräsungen neben einer weiteren Reduzierung des Reibwertes auch dazu, Fremdstoffe aufzunehmen.
3. Hochbeanspruchte Gleitleisten gehören zum Haupteinsatzgebiet von AMPCO® 18.

Die Verriegelung des Schiebers erfolgt zunächst durch Aufbringen der Schließkraft. Die Funktion wird im Folgenden an Abbildung 5-15 erklärt. Durch das Schließen des Werkzeuges und das Aufbringen der Schließkraft (y -Richtung) wird der Schieber in y -Richtung mit dem Werkzeug verklemmt. Weiterhin wird durch die schrägen Flächen zur Kraftübertragung des Verriegelungsblocks die Kraft $F_{\text{resultierend}}$ erzeugt, welche in negative x -Richtung auf den Schieber wirkt. Hierdurch wird der Schieber mitsamt seiner Kavitätssplatte gegen die Dichtkante gedrückt. Der

Wegfall beweglicher Teile sowie die geringeren Anforderungen (gegenüber Hybrid I und II) an die Passungen erhöhen die *Funktionssicherheit des Verriegelungsmechanismus* deutlich.

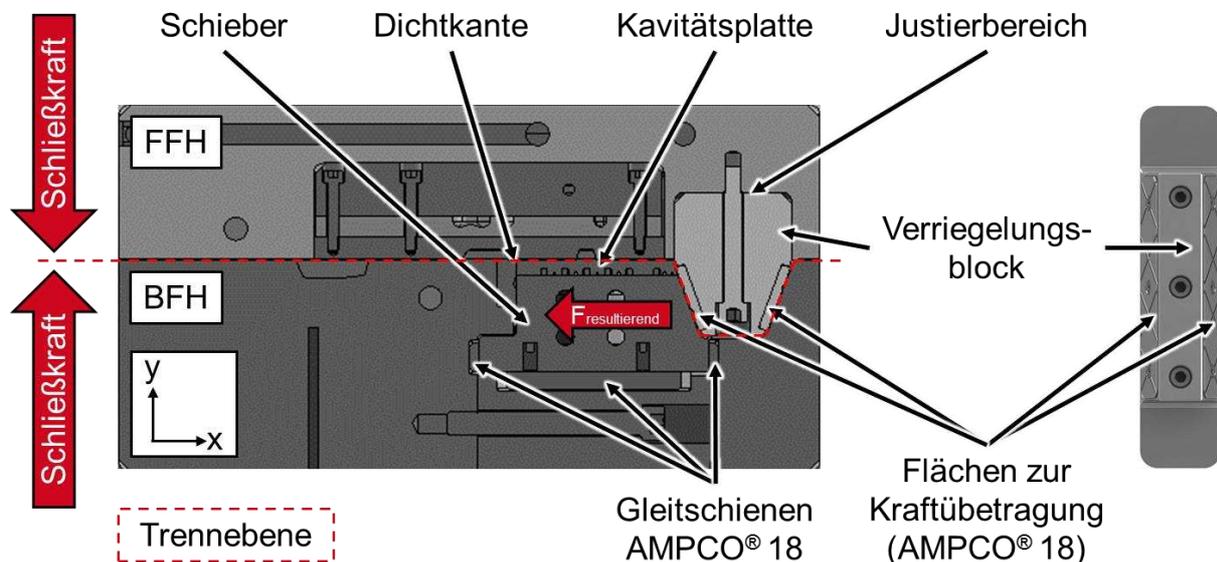


Abbildung 5-15: Schnittansicht durch die Haupteinsätze zur Verdeutlichung des Verriegelungsmechanismus des Schiebers

Durch Hinterlegen des Verriegelungsblocks im „Justierbereich“ bzw. Einpassung der Gleitschienen/Flächen zur Kraftübertragung, bis der Schieber unter allen thermischen Bedingungen einwandfrei fährt, ist die *Justierbarkeit der Passung* gewährleistet. Hierbei ist es nicht erforderlich, die Passung so eng zu tolerieren, dass dort keine Aluminiumschmelze eindringen kann. Vielmehr können die rechte und linke Gleitschiene so angepasst werden, dass der Schieber mit einer Spielpassung verfahren werden kann, da die *Abdichtung gegen Eintritt von Schmelze* nur bei geschlossenem Werkzeug erforderlich ist und dann in Folge von $F_{\text{resultierend}}$ kavitätstern über die Dichtkante erfolgt, sodass unter normalen Umständen keine Schmelze in den Bereich der drei Gleitschienen gelangen kann.

5.2.5. Hierarchieebene Kavitätseinsatz, Schieber und Kavitätsplatte

Aufbau und Temperierung des Schiebers

Ein Bestandteil dieser Ebene ist der Schieber, welcher als Schnittdarstellung in Abbildung 5-16 dargestellt ist. Dieser bildet sowohl einen Teil der Kunststoff- als auch der Metallkavität ab, sodass eine möglichst gut voneinander entkoppelte Temperierung erforderlich ist, um den jeweils werkstoffspezifischen Anforderungen bestmöglich gerecht zu werden.

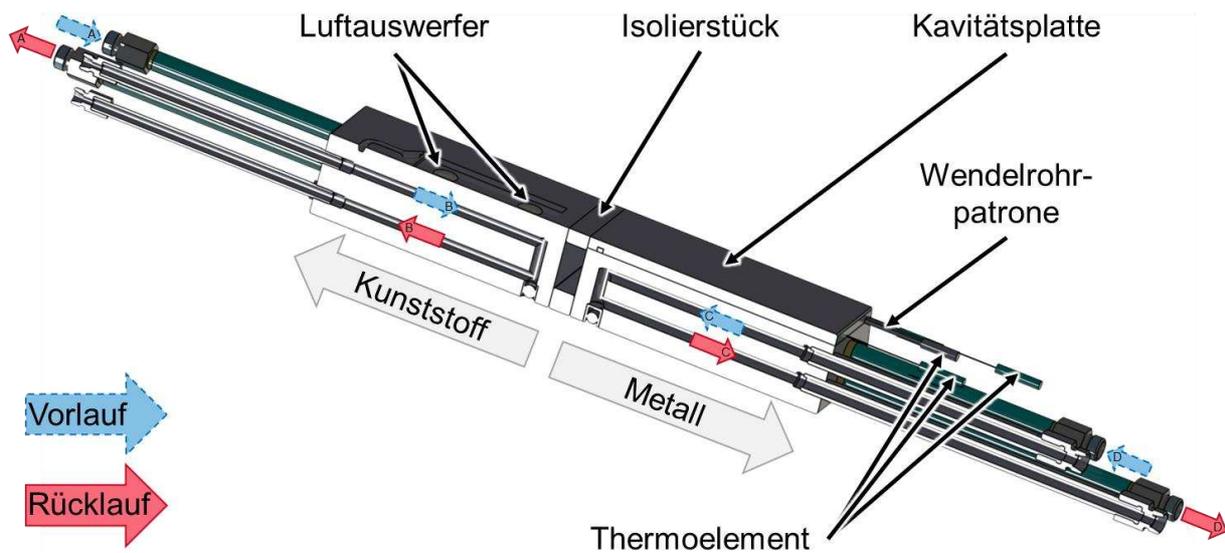


Abbildung 5-16: Schnittdarstellung des Schieberaufbaus

Um dies zu realisieren, befindet sich zwischen den beiden Bereichen ein Isolierstück aus Titan, welches zur weiteren Verringerung der Wärmeleitfähigkeit eine große Aussparung in der Mitte hat. Nach Tabelle 3-4 ist Titan hinsichtlich seiner Wärmeleitfähigkeit zwischen Werkzeugstahl (1.2343) und harzbasierten oder keramischen Werkstoffen einzuordnen, bietet jedoch gleichzeitig die geeignetste Kombination aus Temperaturbeständigkeit und für die Anwendung erforderlichen mechanischen Eigenschaften. Die mechanischen Eigenschaften ermöglichen die bereits erwähnte Aussparung in der Mitte, wodurch das hohe Gesamtisoliationsvermögen des Isolierstücks erreicht wird.

Temperierung der Kavität und Messtechnik:

Die Kunststoffkavität ist mit zwei parallel angeschlossenen Temperierkreisen (A und B) versehen, welche mit Wasser temperiert werden. Der Vorlauf ist hierbei kavitätstern und der Rücklauf kavitätsfern.

Die Metallkavität wird gleichermaßen mit zwei Temperierkreisen (C und D) temperiert. Aufgrund der hohen Temperaturen kommt Öl als Wärmeträgermedium zum Einsatz. Die Metallseite ist darüber hinaus zweiteilig aufgebaut, sodass die Kavitätsplatte vom Grundschieber getrennt werden kann. Dieser Aufbau ermöglicht es, mit einer Wendelrohrpatrone eine weitere Möglichkeit zum Aufheizen der Kavität in das Werkzeug zu integrieren. Durch die mäanderförmige Integration der Wendelrohrpatrone, Typ hotspring® Classic/Q 3,0 x 3,0, Hotset GmbH, Lüdenscheid, (Abbildung 5-17) kann so thermische Energie kavitätstern in die Al-Komponente eingebracht werden. Zu bedenken ist allerdings, dass aufgrund der Baugröße lediglich eine Heizleistung von 630 W möglich ist und die Aluminium-Probe nur temporär bis zur Schieberbewegung auf dieser Kavitätsplatte liegt.

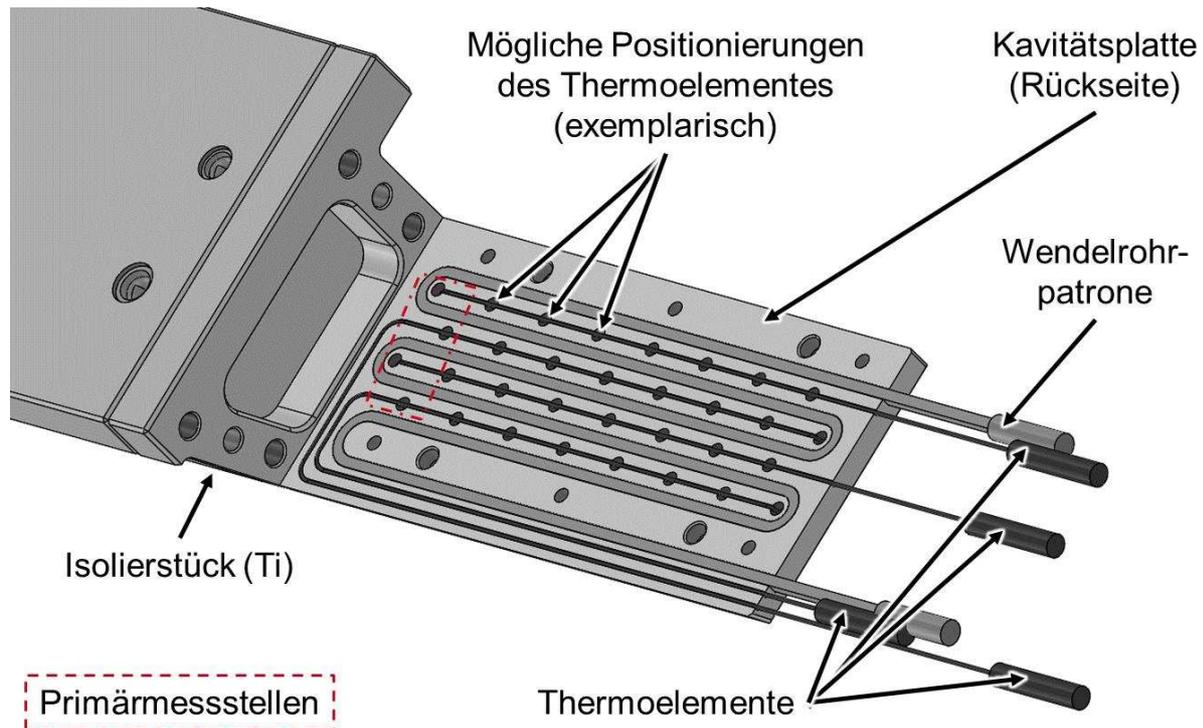


Abbildung 5-17: Integration von Wendelrohrpatrone und Thermoelementen auf der Rückseite der Kavitätsplatte

Thermoelemente:

Um Informationen über die tatsächlich vorhandenen Temperaturen in der Fügezone zu erhalten können Thermoelemente in den Schieber integriert werden. Hierfür ist eine Vielzahl an Bohrungen vorgesehen, sodass eine Messung in unterschiedlichen Bereichen grundsätzlich möglich ist. Als Primärmessstellen sind jedoch die Bereiche nahe der Fügezone vorgesehen, da eine Umrüstung relativ aufwendig ist und der Bereich der Fügezone aus Sicht der Prozessentwicklung die höchste Relevanz hat.

Die in Abbildung 5-17 gezeigte Anordnung wird aufgrund langer Lieferzeiten der hierfür erforderlichen Wendelrohrpatrone dahingehend angepasst, dass eine Wendelrohrpatrone mit vergleichbarer Leistung eingesetzt wird, welche kürzer ist und gleichzeitig einen geringfügig größeren Durchmesser hat. Hiermit können jedoch nur drei an Stelle von fünf Schleifen des Mänders realisiert werden und folglich auch nur drei Thermoelemente zeitgleich integriert werden. Zwar fällt nun eine Messstelle weg, dies wird jedoch als unkritisch bewertet, da auch drei Messstellen (selbst bei Ausfall einer weiteren) redundante Informationen über die kavitätsnahe Temperatur in der Fügezone liefern.

Auswerfersystem im Schieber:

Da konventionelle Auswerferstifte (vgl. Kapitel 5.2.3) nicht möglich sind, kommen stattdessen luftbetätigte Auswerfer zum Einsatz. Durch Luftauswerfer (Abbildung 5-18) ist es möglich, auch

im Bereich des Schiebers Auswerfer zu integrieren, sodass in diesem kritischen Bereich der Probe möglichst wenig Kräfte auf den Verbund wirken und eine belastungsarme Entformung möglich ist. Die Luftauswerfer werden synchron zu den Auswerferstiften über eine entsprechende Ventileinheit angesteuert. Durch die Druckbeaufschlagung drückt der Auswerfer zunächst direkt gegen die Probe. Sobald der Auswerfer leicht vorgefahren ist, strömt Luft an dem konisch zulaufenden Auswerfer vorbei und der Überdruck wirkt zwischen Bauteil und Kavität, sodass eine gleichmäßige und daher verwindungsarme Krafteinleitung erfolgt.

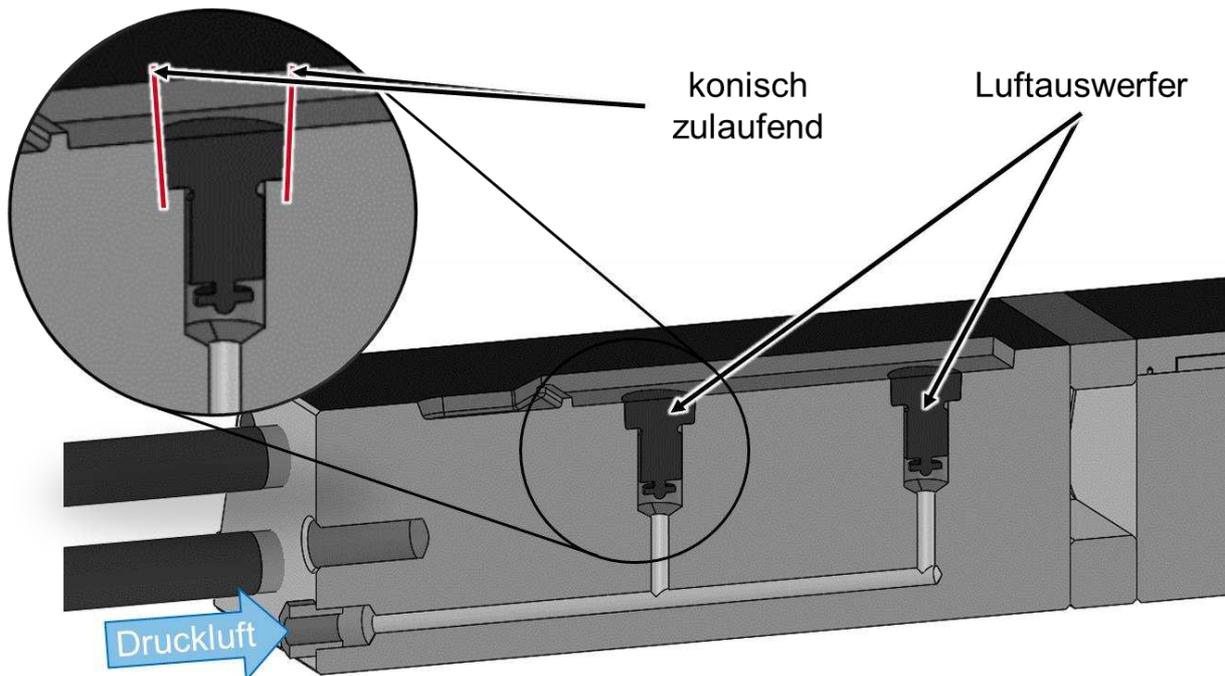


Abbildung 5-18: Kunststoffseite des Schiebers mit Luftauswerfern

Formgebung des Prüfkörpers:

Die eigentliche Formgebung des Prüfkörpers ist gleichermaßen Aufgabe von Schieber und Kavitätseinsatz. Beide Komponenten zusammen bilden jeweils die formgebende Kavität des Prüfkörpers ab. Um diese zukünftig mit einem geringfügigen Aufwand ändern zu können, befinden sich alle Komponenten, die an der eigentlichen Formgebung beteiligt sind, auf der untersten Ebene des Werkzeugaufbaus. Neben alternativen Temperierkonzepten (s. auch Kapitel 5.3) sind für zukünftige Projekte auch Geometrieänderungen bzw. Strukturierungen der Fügefläche denkbar.

Temperierung mittels Heizkeramiken:

Als weiterer Bestandteil des Temperierkonzeptes werden im Kavitätseinsatz (feste Werkzeughälfte) zwei Heizkeramiken integriert. Diese sind unmittelbar unter der Aluminium-Kavität des Probekörpers verbaut, sodass über die Heizkeramik hochdynamisch thermische Energie in den

Kavitätsbereich eingebracht werden kann. Die Positionierung der beiden Heizkeramiken ist Abbildung 5-19 zu entnehmen.

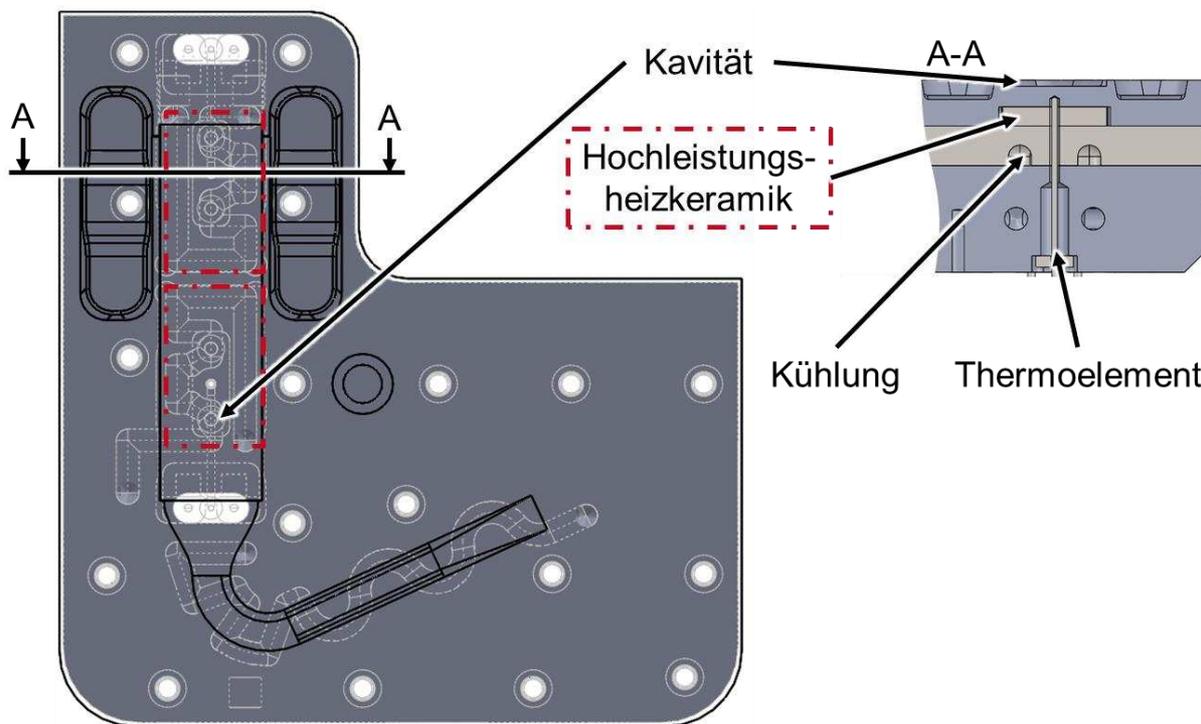


Abbildung 5-19: Positionierung der Heizkeramiken im Kavitätseinsatz (feste Seite)

Bei den Heizkeramiken handelt es sich um zwei Hochleistungsheizkeramiken mit je 2,5 kW Heizleistung der gwk Gesellschaft Wärme Kältetechnik mbH, Meinerzhagen. Abbildung 5-20 zeigt die schematische Darstellung des Aufbaus. Ziel der Heizkeramiken ist es, definierte und hohe Temperaturen im Bereich der Verarbeitungstemperatur des Kunststoffes zum Zeitpunkt des Anspritzens zu erhalten und anschließend über die zugehörigen Temperierkreise die Wärme schnell abzuführen, sodass der Kunststoff seine Formbeständigkeit erhält und das Hybridbauteil entformt werden kann. Details zur Prozessführung werden in Kapitel 6.2.3 genauer erörtert. Zur Regelung der Temperatur befindet sich die Messspitze des Thermoelementes zwischen Heizkeramik und Kavitätsoberfläche. Zur Ansteuerung des Gesamtsystems, also der Heizkeramiken sowie der dazugehörigen Wassertemperierung, dient das in Kapitel 4.1 aufgeführte Mehrkreis-Temperiersystem vom Typ integrat evolution G1007DBW, ebenfalls von gwk.

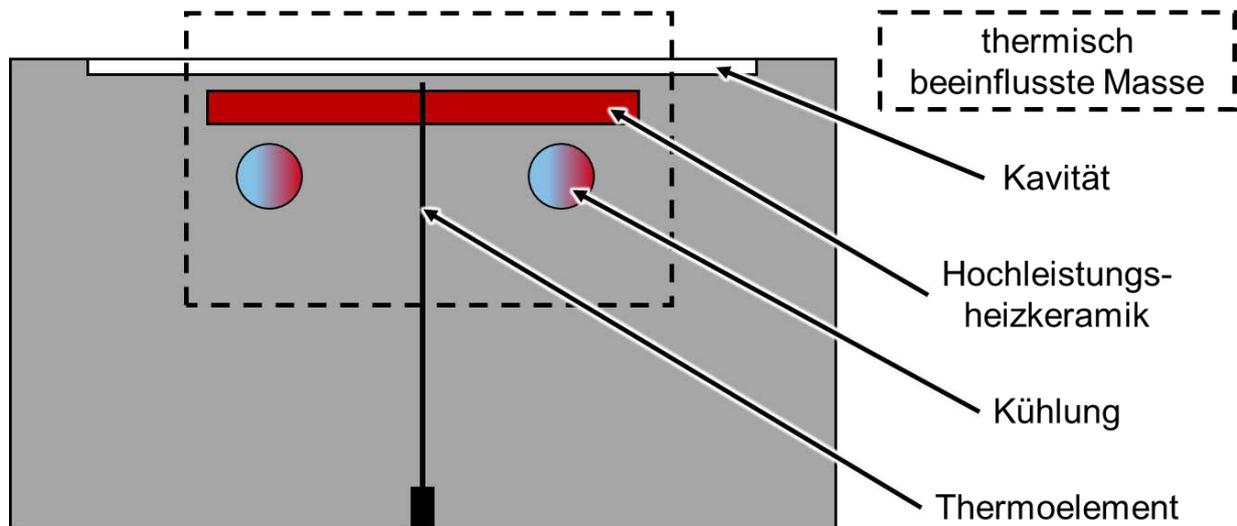


Abbildung 5-20: Schematische Darstellung der Einbausituation einer Hochleistungsheizkeramik

Fertigungsgerechte Anpassung des Kavitätseinsatzes:

Im ursprünglichen Konzept war ein einteiliger Kavitätseinsatz vorgesehen. Aus fertigungstechnischen Gründen und um die Masse des Kavitätseinsatzes im Hinblick auf den additiven Kavitätseinsatz in Kapitel 5.3 gering zu halten, wird der Kavitätseinsatz zweiteilig ausgeführt. Da jedoch der „Kavitätseinsatz (2. Teil)“ keine für diese Arbeit erwähnenswerten Funktionen hat, wird der markierte Bereich (Abbildung 5-21) weiterhin als „Kavitätseinsatz“ bezeichnet.

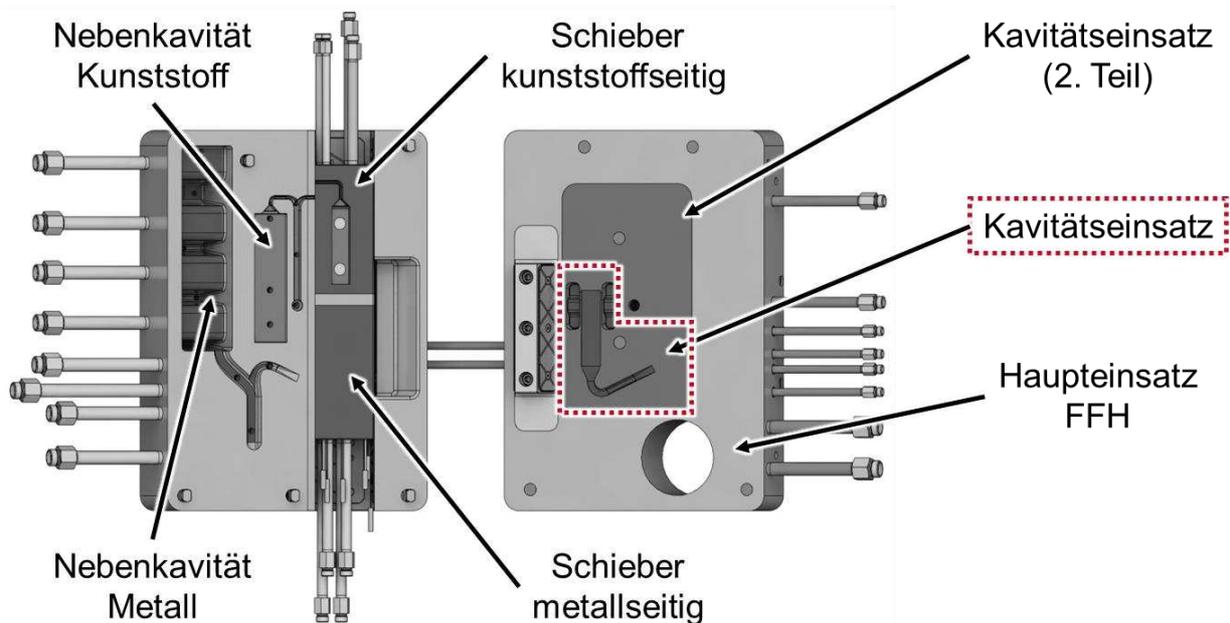


Abbildung 5-21: Bezeichnung der einzelnen Werkzeugbereiche

5.2.6. Auslegung des Gießsystems

In Abbildung 5-22 ist das vollständige Gussteil, also sowohl die Kunststoff- als auch die Aluminiumkomponente (ohne Pressrest) mitsamt Nebenkavitäten und Gießsystem dargestellt. Die Geometrie der Kunststoffkomponente ist, in minimaler Abwandlung, als Probengeometrie weit verbreitet und geometrisch nicht anspruchsvoll. Bei der Konstruktion des Werkzeuges wurde basierend auf dieser Feststellung die Annahme getroffen, dass die Dimensionierung und Auslegung des Gießsystems anhand der Literatur erfolgen kann und keiner Simulation bedarf. Rückwirkend betrachtet ist diese Annahme jedoch kritisch zu bewerten, da bei dieser Einschätzung nicht berücksichtigt wurde, dass bei Hybrid III eine zur Hauptkavität nicht identische Nebenkavität vorhanden ist und somit unter anderem eine Balancierung des Gießsystems hätte erfolgen müssen.

Die Auslegung des Gießsystems für die Aluminiumkomponente erfordert hingegen Erfahrung, sodass diese gleichermaßen wie die Grundtemperierung des Werkzeuges durch den Werkzeugbauer erfolgt. Zudem ist der Bauraum im Werkzeug eingeschränkt, sodass keine konventionelle Entlüftung mittels Waschbrett oder Vakuumeinheit erfolgen kann, wodurch die Auslegung nochmals anspruchsvoller wird.

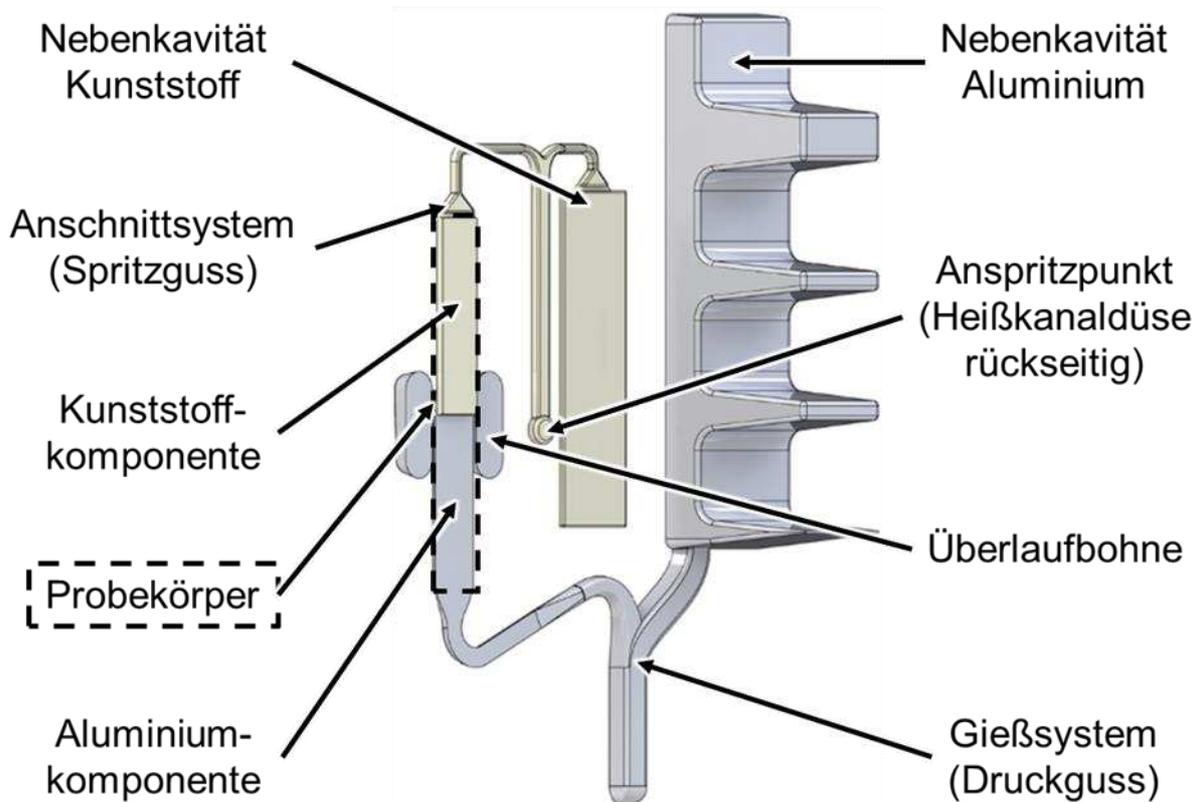


Abbildung 5-22: CAD-Darstellung des Hybridbauteils inkl. Gießsystem und Nebenkavitäten

Auswahl des Anspritzpunktes/Auslegung des Anschittsystems:

Für die Positionierung des Anschnitts zum Anspritzen der Kunststoffkomponente (vgl. Abbildung 5-9) gibt es unterschiedliche Möglichkeiten. Zwei naheliegende Varianten, von denen eine abschließend realisiert wird, werden im Folgenden vorgestellt und diskutiert.

Neben der in Abbildung 5-22 gezeigten und letztendlich auch realisierten Variante, wurde in einem früheren Designentwurf (s. Abbildung 5-23) vorgesehen, die Kunststoffprobe seitlich unmittelbar im Bereich der Fügezone anzuschneiden. Der wesentliche Vorteil dieser Variante hätte darin bestanden, dass die für die Kavitätsfüllung erforderliche Kunststoffschmelze vollständig über die Fügezone geleitet worden wäre. Folglich wäre im Bereich Fügezone der höchste Wärmeeintrag durch die Kunststoffschmelze gewesen, wodurch die Ausbildung eines Verbundes zur Aluminiumkomponente begünstigt worden wäre. Dem gegenüber steht jedoch der wesentliche Nachteil, dass sich insbesondere bei einem faserverstärkten Kunststoff, wie er beim M-HPDC zum Einsatz kommt, eine Faserorientierung gemäß der Detaildarstellung in Abbildung 5-23 ergeben hätte, was zu hohen Festigkeitseinbußen führt. Dies würde zu einer erheblichen Schwächung des Kunststoffes führen, weswegen von dieser Positionierung des Anschnitts schlussendlich abgesehen wird, zumal das Abtrennen des Anschnitts möglicherweise zu einer Vorschädigung des Verbundes geführt hätte.

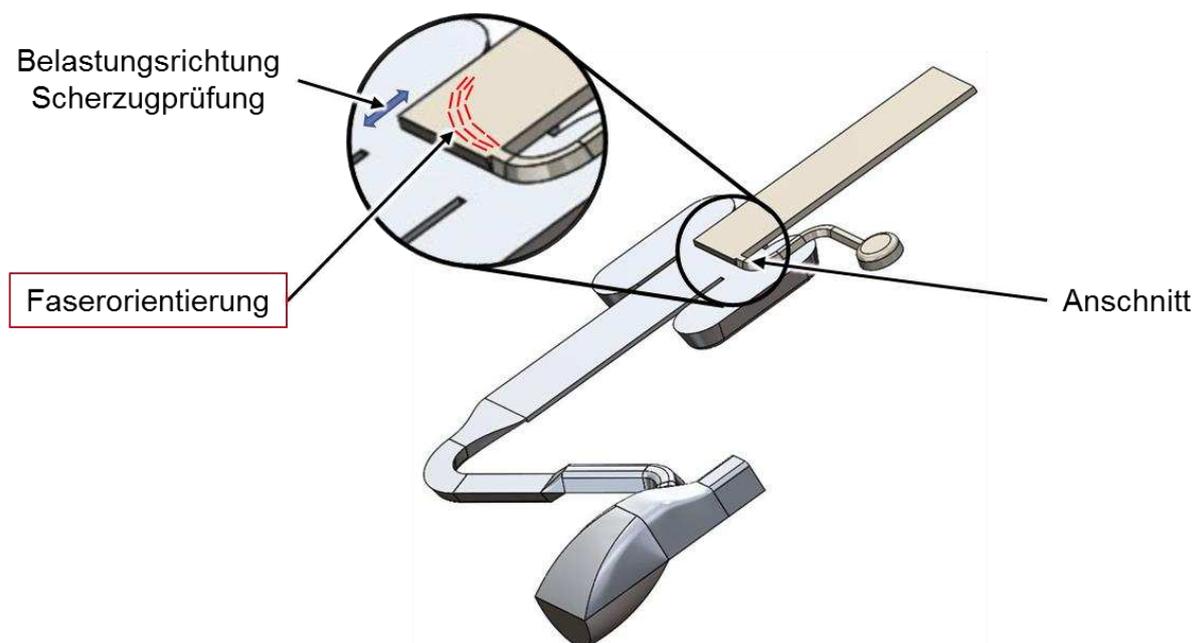


Abbildung 5-23: CAD-Darstellung eines früheren Designentwurfes (nicht realisiert): Anschnitt im Bereich der Fügezone

In Hinblick auf den zu verarbeitenden Werkstoff mit Glasfaserverstärkung ist daher unbedingt darauf zu achten, dass sich die Orientierung der Fasern so einstellt, dass diese der Hauptbelastungsrichtung entspricht. Die Vorzugsorientierung der Glasfasern entspricht der Hauptfließ-

und Scherrichtung des Kunststoffes. Demnach ist es am sinnvollsten, die Probe (s. Abbildung 5-22) von unten oder von oben anzuschneiden. Aufgrund der Aluminium-Kavität ist ein Anschnitt auf der Unterseite nicht möglich, sodass folglich der Anschnitt auf der Oberseite gewählt wird.

Um eine möglichst homogene Formfüllung und damit auch eine gleichmäßige Faserorientierung zu erzielen, bietet sich bei einem schmalen plattenförmigen Bauteil ein Bandanschnitt über die vollständige Breite an. Dieser fächerförmige Anschnitt (s. auch Abbildung 5-22) hat einen oftmals relativ dick ausgeführten Fächer, welcher anschließend in einem dünnen Stau balken mündet. Durch eine derartige Ausführung wird die Schmelze verteilt und verlangsamt, sodass eine „breite einheitliche Schmelzefront“ entsteht [136]. Beaumont [136] empfiehlt eine Stegdicke von 50-70% der Bauteildicke. Dicke Stege bieten den Vorteil, dass der Nachdruck länger wirken kann, haben gleichzeitig jedoch den Nachteil, dass das Abtrennen vom Bauteil aufwendiger ist. Um die Belastung des Bauteils beim Abtrennen möglichst gering zu halten, wird für Hybrid III eine Anschnittdicke von 2 mm gewählt, was der unteren Grenze, d.h. 50% der Bauteildicke entspricht. Der Anschnitt für die Nebenkavität ist zur Hauptkavität identisch.

Dimensionierung des Gießsystems:

Bei der Dimensionierung des Gießsystems ist nach Beaumont [136] darauf zu achten, dass es weder Querschnittssprünge noch Querschnittserweiterungen entlang des Fließweges gibt. Auch dies wurde bei der Auslegung des Gießsystems berücksichtigt. Hiervon ausgenommen ist die Querschnittserweiterung im Bereich des Bandanschnitts, da dieser der Verlangsamung der Schmelze vor Eintritt in die Kavität dient.

5.2.7. Temperierung von Hybrid III (mit Kavitätseinsatz Hybrid III.0)

Aufgrund der Vielzahl der Temperierkanäle wird die Bezeichnung der Temperierkanäle gemäß Tabelle 5-3 eingeführt. Die Bezeichnung ist wie folgt aufgebaut:

1. Buchstabe: Hersteller des Temperiergerätes
 - **R**: Robamat
 - **S**: Single
 - **T**: Thermobiehl
 - **G**: GWK
2. Buchstabe: Wärmeträgermedium:
 - **W**: Wasser
 - **Ö**: Öl
3. Ziffer: Fortlaufende Nummerierung der Temperierkreise eines Herstellers

Beispiel: **RÖ1**: Robamat, Öl, Kreis 1

Tabelle 5-3: Bezeichnung der Temperierkreise

Temperierkreis	Wärmeträgermedium	T _{max} [°C]	Abkürzung
Robamat Gerät A Kreis 1	Öl	250	RÖ1
Robamat Gerät A Kreis 2	Öl	250	RÖ2
Robamat Gerät B Kreis 1	Öl	250	RÖ3
Robamat Gerät B Kreis 2	Öl	250	RÖ4
Single*	Öl	250	SÖ1
Thermobiehl Kreis 1	Wasser	180	TW1
Thermobiehl Kreis 2	Wasser	180	TW2
GWK Kreis 1*	Wasser	100	GW1
GWK Kreis 2*	Wasser	100	GW2

* variotherme Temperierung möglich

Um dem modularen Aufbau des Werkzeugkonzeptes von Hybrid III gerecht zu werden, sind umfangreiche Temperiermöglichkeiten erforderlich, sodass das Grundwerkzeug, die Nebenkavitäten und der Kavitätseinsatz über entsprechend eigene Temperierkreise verfügen. Abbildung 5-24 zeigt die Haupteinsätze inklusive Kavitätseinsatz, Kavitätseinsatz (Teil 2) und den Schieber mitsamt aller im Werkzeug integrierten Temperierkanäle.

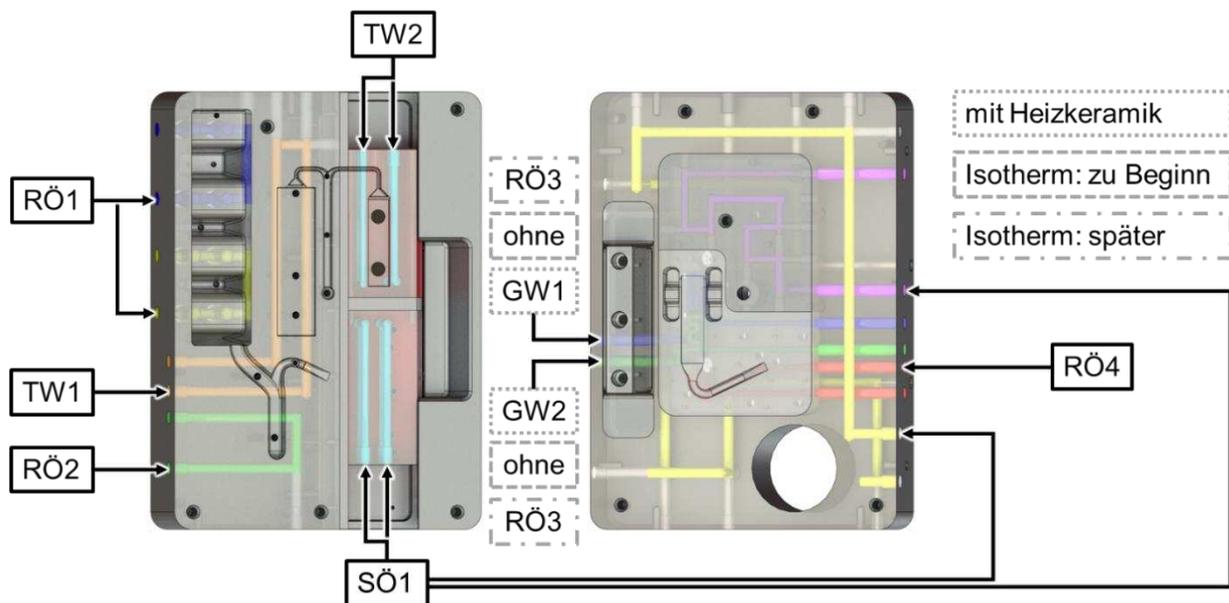


Abbildung 5-24: Anschluss der Temperierkreise am Werkzeug (Vorlauf)

Abbildung 5-24 zeigt den Anschlussplan der Temperierkreise am Werkzeug. Die grau hinterlegten Temperierkreise werden bei den verschiedenen Prozessrouten (vgl. Kapitel 6.2) unterschiedlich angeschlossen.

5.3. Anforderungen und Rahmenbedingungen bei der Auslegung eines additiv gefertigten Werkzeugeinsatzes (Hybrid III.1)

Bereits bei der Entwicklung von Hybrid III, einhergehend mit dem Kavitätsersatz Hybrid III.0, wird durch einen modularen Werkzeugaufbau die Grundvoraussetzung für weitere Wechselsätze geschaffen. Als additiv zu fertigender Einsatz obliegt Hybrid III.1 nicht den geometrischen Einschränkungen eines konventionell gefertigten Einsatzes. Dies ermöglicht eine sehr hohe Flexibilität bei der Gestaltung der Temperierkanäle. Gleichzeitig müssen natürlich die in Kapitel 3.3 dargestellten Einschränkungen, die sich durch die additive Fertigung ergeben, berücksichtigt werden.

Die Hauptanforderungen an Hybrid III.1 ist, wie bereits erwähnt, dass die Temperierung ausschließlich fluidbasiert erfolgt und gleichzeitig eine hohe Dynamik erlaubt. Darüber hinaus bestehen die nachfolgenden Anforderungen, die mitunter auf den Erkenntnissen der Versuchsdurchführung mittels Hybrid III.0 basieren und in den abschließenden Auslegungsprozess von Hybrid III.1 eingeflossen sind:

- Ermöglichung einer prozesssicheren dynamischen Temperierung:
→ variotherme Flüssigtemperierung mit zwei vollständig getrennten Kreisen
- Erreichen einer hohen Werkzeuggrundtemperierung einhergehend mit einer zyklischen und kavitätsnahen Kühlung, um die Prozesswärme für Erstarrung und Entformung des Kunststoffes kurzfristig abführen zu können
- Sicherstellung einer ausreichenden Abstützung der Kavität gegen den Werkzeuginnen-
druck in Folge der kavitätsnahen Kühlung

6. Versuchsplanung und -durchführung

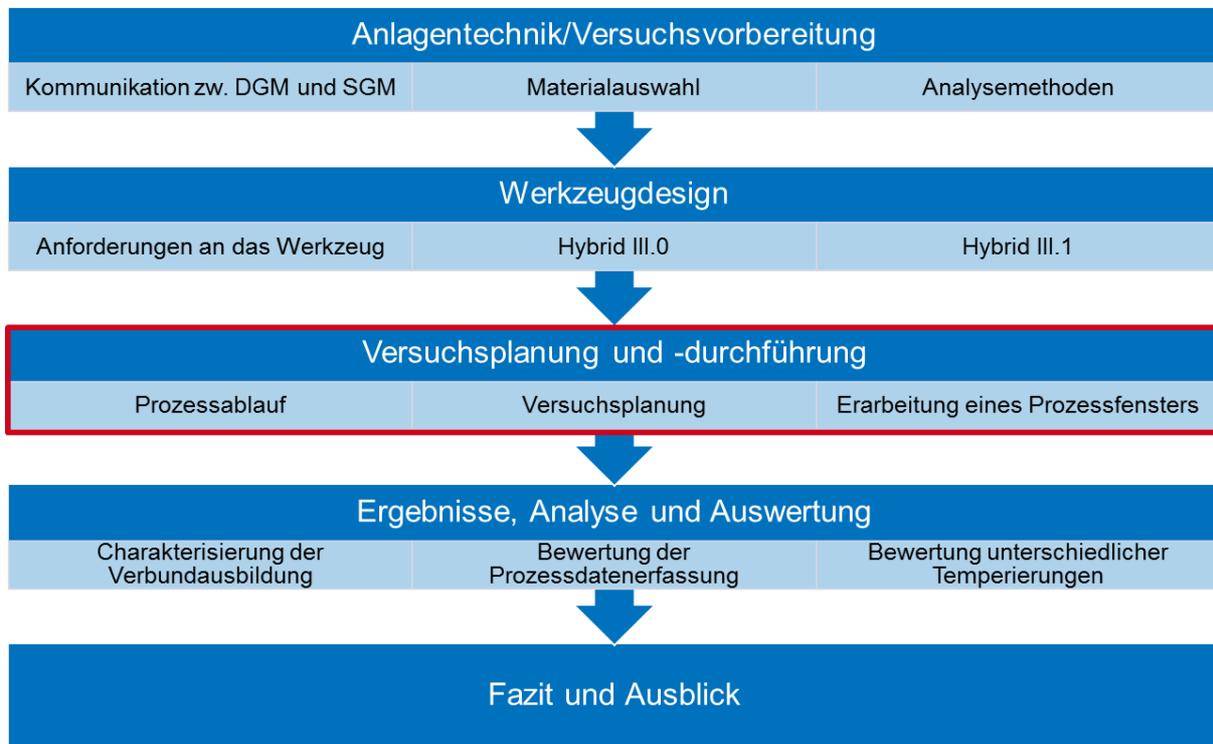


Abbildung 6-1: Flussdiagramm zur Aufgabenstellung

Gemäß Abbildung 6-1 wird einleitend in Unterkapitel 6.1 der Basis-Prozessablauf vorgestellt. Hierauf folgt in Unterkapitel 6.2 die Versuchsplanung, in der auf die jeweiligen Abweichungen vom Basis-Prozessablauf bei den einzelnen Prozessrouten eingegangen wird. Ausgehend von dieser Planung wird in Unterkapitel 6.3 ein Prozessfenster erarbeitet sowie die ermittelten Erkenntnisse zum Prozess vorgestellt. Die Versuche werden allesamt in der Hybrid III Werkzeugkonfiguration mit dem Kavitätsinsatz Hybrid III.0 (vgl. Kapitel 5.2) durchgeführt.

6.1. Basis-Prozessablauf im Mehrkomponenten-Druckgießen

Das Mehrkomponenten-Druckgießen basiert auf den beiden Einzelverfahren Druck- und Spritzguss, welche in einem sequenziellen Prozessablauf miteinander kombiniert werden. Abbildung 6-2 stellt den Ablauf dieser Prozesskombination dar, welche im Folgenden erörtert wird.

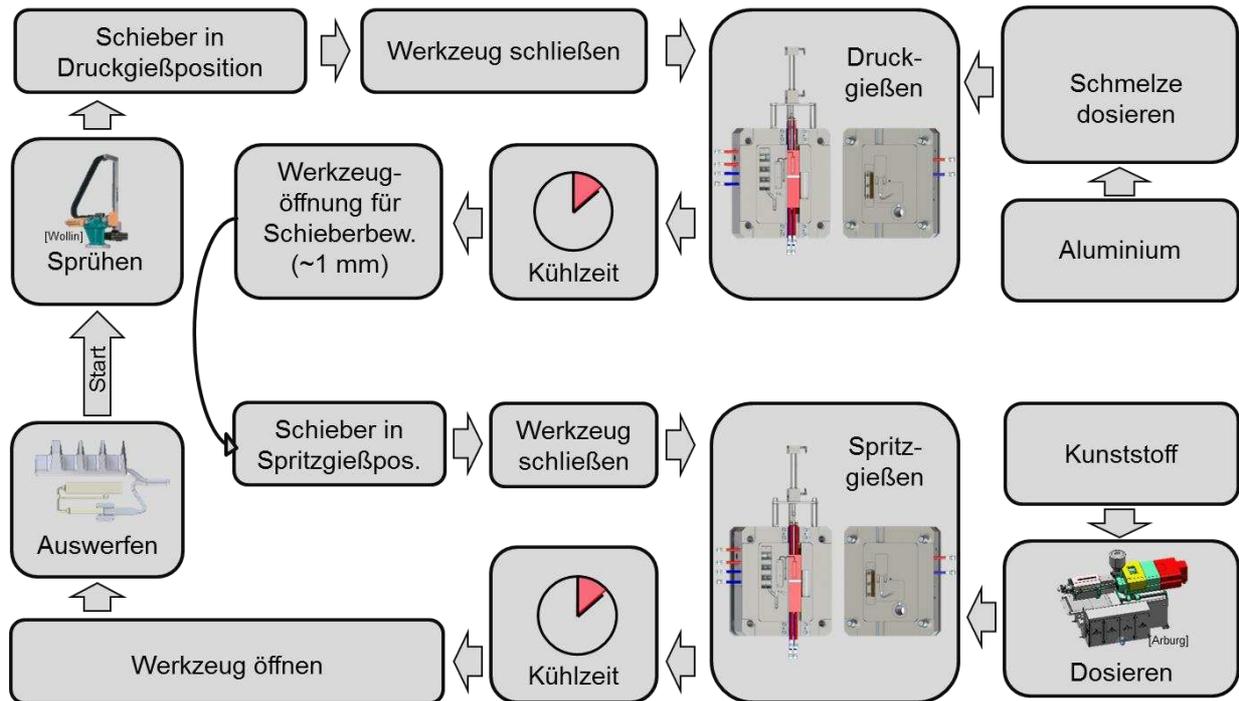


Abbildung 6-2: Basis-Prozessablauf im Mehrkomponenten-Druckgießen

Ausgehend von dem geöffneten Werkzeug beginnt der Zyklus mit dem Sprühprozess. Hierbei wird im Bereich der Fügezone kein Trennmittel direkt aufgetragen, es lässt sich jedoch nicht gänzlich vermeiden, dass dort Trennmittel hingelangt (Sprühnebel, Verlaufen etc.). Im Anschluss an den Sprühprozess wird der Schieber in die Druckgießposition gefahren und das Werkzeug geschlossen sowie Schließkraft aufgebaut. Es folgt der eigentliche Aluminium-Druckgießvorgang wie aus dem konventionellen Kaltkammerdruckguss bekannt. Nach einer ersten Kühlperiode wird die Schließkraft abgebaut, das Werkzeug minimal geöffnet und der Schieber in die Spritzgießposition gefahren. Nach dem erneuten Schließen des Werkzeuges sowie Schließkraftaufbau erfolgt der Kunststoff-Spritzgießvorgang, ebenfalls wie aus dem konventionellen Thermoplast-Spritzgießprozess bekannt. Nun erfolgt eine weitere Kühlperiode, welche durch das Öffnen des Werkzeuges und Auswerfen des Hybridbauteils beendet wird. Die Probe wird hierbei manuell mittels Zange entnommen, da kein Handlingsystem zur Verfügung steht.

6.2. Versuchsplanung

Wie bereits eingangs in Kapitel 2 angeführt, sind die übergeordneten Zielsetzungen dieser Arbeit die grundlegende Entwicklung des Mehrkomponenten-Druckgießens sowie die Erarbeitung eines umfassenden Prozessverständnisses, insbesondere in Bezug auf die Temperierung. Dies erfordert zunächst die Definition eines Ausgangs-Versuchsplans, der alle wesentlichen Kenngrößen enthält, um davon ausgehend sukzessive die Parameter zu identifizieren, welche eine erfolgreiche Probenherstellung ermöglichen und diese anschließend zu optimieren. Um

diese Ziele zu erreichen sollen drei unterschiedliche Prozessrouten in den praktischen Versuchen verfolgt werden:

- Isotherme Temperierung
- Variotherme Temperierung ohne Nutzung der Heizkeramik
- Variotherme Temperierung mit Nutzung der Heizkeramik

Diese Prozessrouten sollen im Hinblick auf die Parameterfindung für folgende Bereiche betrachtet werden:

- Kunststoffmasstemperatur
- Temperierung der Kunststoffkavität
- Temperierung der Aluminiumkavität

Alle Prozessrouten werden im Folgenden vorgestellt und basieren auf dem in Abbildung 6-2 vorgestellten Basisprozess. Die jeweiligen Besonderheiten der beiden variothermen Prozessrouten werden hierbei explizit herausgearbeitet.

6.2.1. Isotherme Temperierung

Die Temperierung erfolgt bei dieser Prozessroute isotherm. Dies bedeutet, dass die Vorlauftemperaturen über den Zyklus hinweg konstant gehalten werden und keine im laufenden Zyklus zu- oder abschaltbaren Wärmequellen oder -senken zum Einsatz kommen, sodass der Prozessablauf nach Abbildung 6-2 unverändert gültig ist. Ziel dieser Untersuchungen ist es zu ermitteln, ob es Parameterkombinationen gibt, mit denen Verbundbauteile hergestellt werden können, und sofern dies erfolgreich ist, welche Parameterkombinationen hierfür am besten geeignet sind.

Der Ausgangs-Versuchsplan hierfür ist in Tabelle 6-1 zusammengefasst und basiert jeweils auf den Herstellerempfehlungen zur Verarbeitung der beiden Werkstoffe. Aufgrund der Erkenntnisse aus Hybrid I und II (Kapitel 3.6) sowie vom thermischen Fügen (Seite 8) [7] sind Verbunde primär in den höheren Temperaturbereichen zu erwarten, sodass die Versuche mit den mit * markierten Parametern beginnen. Eine Verringerung der Temperaturen erfolgt nur, solange im vorherigen Versuchspunkt ein Verbund hergestellt werden kann. Sollte keine Verbundausbildung möglich sein, werden die Temperaturen weiter erhöht um zu untersuchen, ob bei von Herstellerempfehlung abweichenden Einstellungen bessere Ergebnisse erzielt werden können. Ein besonderes Augenmerk liegt bei nach oben abweichenden Masse- bzw. Werkzeugtemperaturen in der Formbeständigkeit sowie der Entformbarkeit des Kunststoffes. Außerdem soll geprüft werden, inwiefern die Heizkeramiken bei einer rein fluidbasierten Temperierung den Wärmehaushalt im Bereich der Fügezone beeinflussen, da diese für die variotherme Prozess-

route mit Heizkeramik im Werkzeug integriert und unmittelbar unterhalb der Aluminium-Kavität positioniert sind. Zu prüfen ist hierbei, ob durch die isolierende Wirkung der Keramik ein Wärmezentrum im Bereich der Fügezone erzeugt werden kann.

Tabelle 6-1: Ausgangs-Versuchsplan bei isothermer Temperierung

Parameter	Temperatur [°C]			Hersteller- empfehlung** [°C]
Massetemperatur Kunststoff	300*	280	260	280-300
Vorlauf Kavität Kunststoff	100*	85	70	80-100
Gießtemperatur Al		720*		680-720
Vorlauf Kavität Al		RÖ: 245* / SÖ1: 205*		200-300

* Ausgangsparameter bei Beginn der Versuchsreihe
 ** Angaben gemäß Datenblätter (für konventionelle Druck- bzw. Spritzgießprozesse)

Der wesentliche Vorteil der isothermen Temperierung besteht darin, dass diese unter den drei genannten Prozessrouten diejenige ist, die mit der einfachsten Anlagentechnik zur Temperierung auskommt. Es werden konventionelle Öl- bzw. Wasser-Temperiergeräte verwendet (vgl. Kapitel 4). Folglich ist diese Prozessroute mit den geringsten Investitionskosten verbunden.

6.2.2. Variotherme Temperierung ohne Heizkeramik

Anders als bei der isothermen Temperierung erfolgt die Temperierung einzelner Temperierkreise bei dieser Prozessroute über den Zyklus hinweg dynamisch. Dies bedeutet, dass das variotherme Temperiergerät (Kreis SÖ1) geräteintern über zwei Temperierkreise (1x „warm“, 1x „kalt“) verfügt, sodass im laufenden Zyklus über eine Ventileinheit im Temperiergerät zwischen den Kreisen umgeschaltet werden kann. Somit kann die Kavität zunächst sehr warm temperiert werden, um die Anbindung zu begünstigen, und anschließend wird auf den „kalten“ Kreis umgestellt, sodass für die Entformung geringere Kavitätstemperaturen erreicht werden. So wird in der Theorie durch den höheren Temperaturgradienten die Wärmeabfuhr beschleunigt, wodurch entweder höhere Fügetemperaturen oder aber kürzere Prozesszeiten möglich sind. Abbildung 6-3 zeigt den dahingehend modifizierten Prozessablauf.

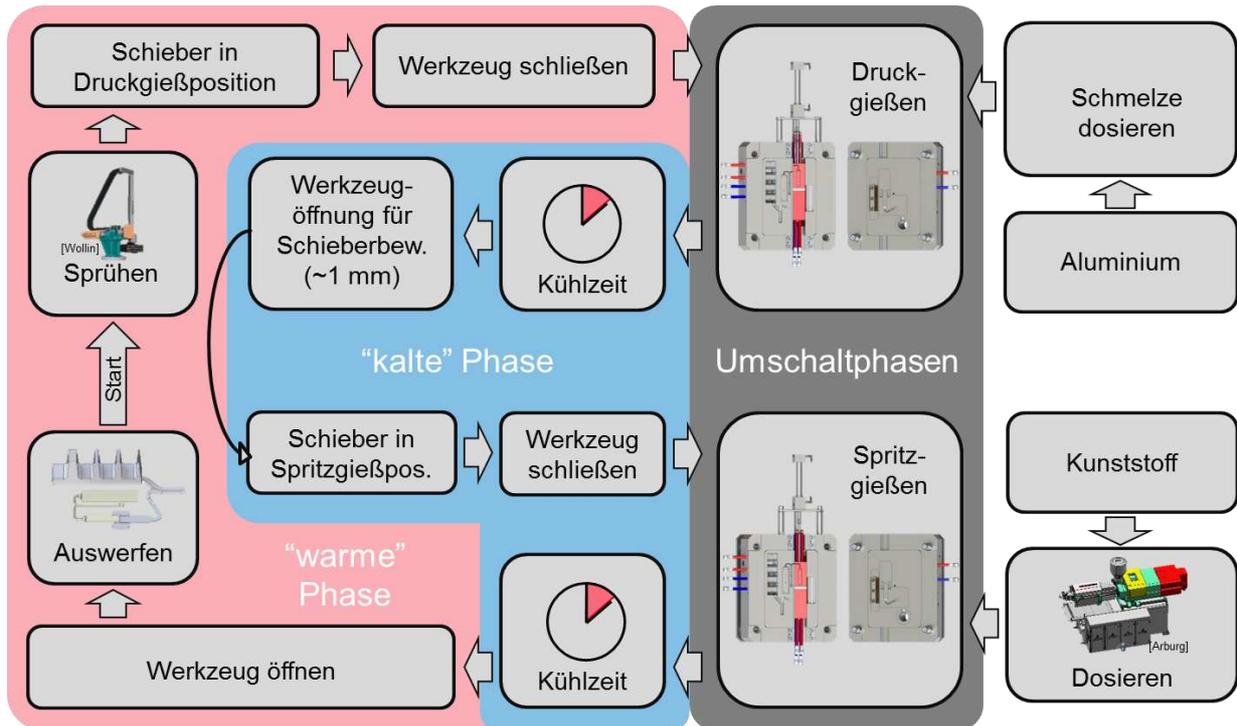


Abbildung 6-3: Variothermer-Prozessablauf ohne Heizkeramik (fluidbasiert)

Nach Abbildung 6-3 wird der Prozessablauf zur Erzielung der Variothermie von einer warmen und einer kalten Phase überlagert, zwischen denen immer während der eigentlichen Gießvorgänge die Umschaltphasen liegen. Hierfür kommt das variotherme Temperiergerät von Single (vgl. Kapitel 4.1) zum Einsatz, an dem auf der beweglichen Formhälfte der untere Teil des Schiebers (Metallkavität) sowie an der festen Formhälfte, unterhalb der Kunststoffkavität, der Temperierkreis angeschlossen ist (vgl. Abbildung 5-24). Da in jedem Fall deutliche Latenzen in Folge der Leitungslängen und des abwechselnd zu erheizenden bzw. zu kühlenden Werkzeugstahls zu erwarten sind, wird bereits während des Druckgießens auf den kalten Temperierkreis umgeschaltet, obwohl während der Formfüllung des Kunststoffes noch hohe Kavitätstemperaturen angestrebt werden.

Ziel der Untersuchungen ist zunächst, die Eignung für das Mehrkomponenten-Druckgießen zu überprüfen. Hierfür werden als Erstes Messungen (ohne Schmelze) durchgeführt, um die Dynamik der Temperierung an der Kavitätsoberfläche zu quantifizieren. Gleichwohl wird weiterhin geprüft, ob die Umschaltzeitpunkte aufgrund der zu erwartenden Trägheit des Systems weiter vor- oder zurückverlegt werden müssen. Nicht zuletzt sollen auch für diese Prozessroute geeignete Parameterkombinationen, mit denen ein Verbund erzielt werden kann, identifiziert werden.

6.2.3. Variotherme Temperierung mit Heizkeramiken

Bei der zweiten variothermen Prozessroute kommen zwei Heizkeramiken mit einer Gesamtleistung von 5 kW zum Einsatz, welche im Hybrid III.0-Kavitätseinsatz unmittelbar unter der Aluminium-Kavität integriert sind. Hinter diesen Heizkeramiken befinden sich zwei Temperierkanäle (ein Kanal je Heizkeramik). Sowohl die Temperierkanäle (Temperiermedium: Wasser) als auch die beiden Heizkeramiken werden von dem GWK-Mehrkreis-Temperiersystem (vgl. Kapitel 4.1) angesteuert. Da eine (keramische) Widerstandsheizung eine wesentlich höhere Dynamik aufweist als ein fluidbasiertes Temperiersystem, ergeben sich Verschiebungen im Prozessablauf. Abbildung 6-4 zeigt den für diese Prozessroute angepassten Prozessablauf.

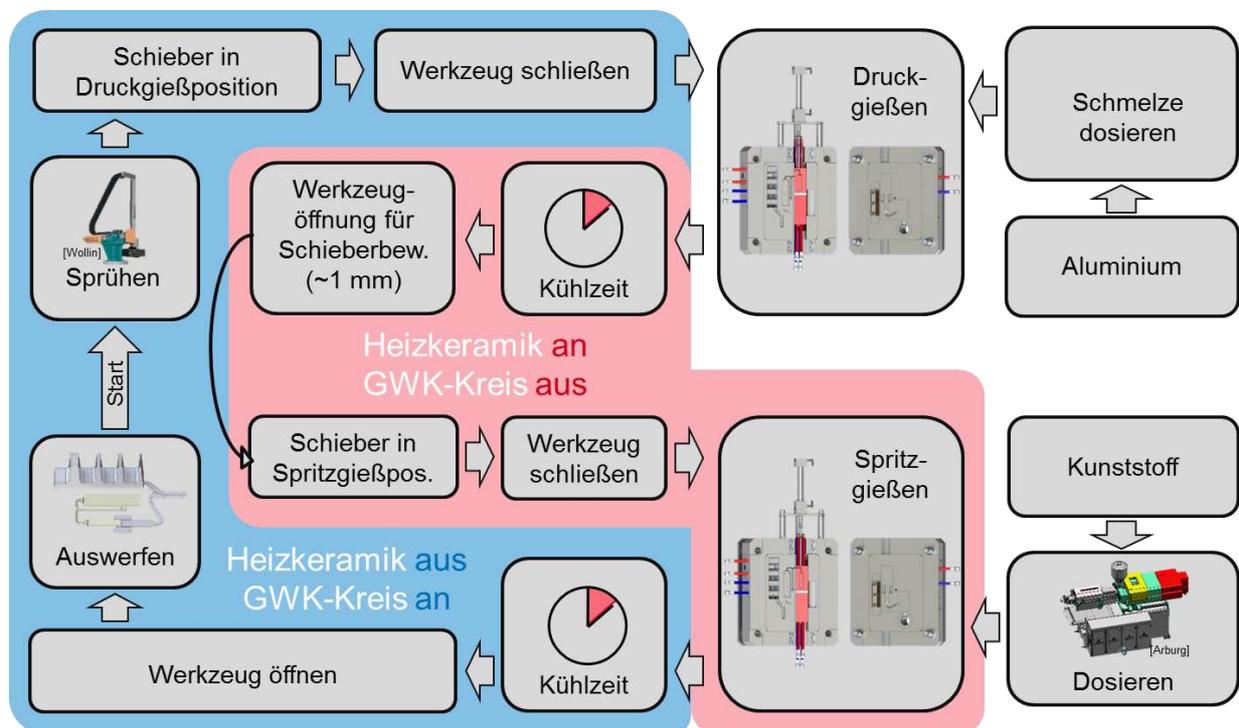


Abbildung 6-4: Variothermer Prozessablauf mit Heizkeramik

Die Kernidee bei dieser Prozessführung besteht darin, bei dem für den Verbund relevanten Bereich eine „kalte“ Grundtemperierung zu erreichen, sodass für die Entformung ein möglichst hoher Temperaturgradient zur Verfügung steht, um die Wärme abzuführen. Gleichzeitig kann über die Heizkeramiken lokal Wärme eingebracht werden. Die (geregelte) Heizkeramik wird parallel zum Beginn des Druckgusszyklus eingeschaltet, mit dem Ziel, die Aluminium-Probe nur so weit abkühlen zu lassen, dass eine definierte Temperatur zum Zeitpunkt des Anspritzens des Kunststoffes vorliegt. Zur Verdeutlichung sind die angestrebten Temperaturverläufe qualitativ in Abbildung 6-5 dargestellt. Es werden Temperaturen von bis zu $T_{Ziel}=250^{\circ}\text{C}$ angestrebt.

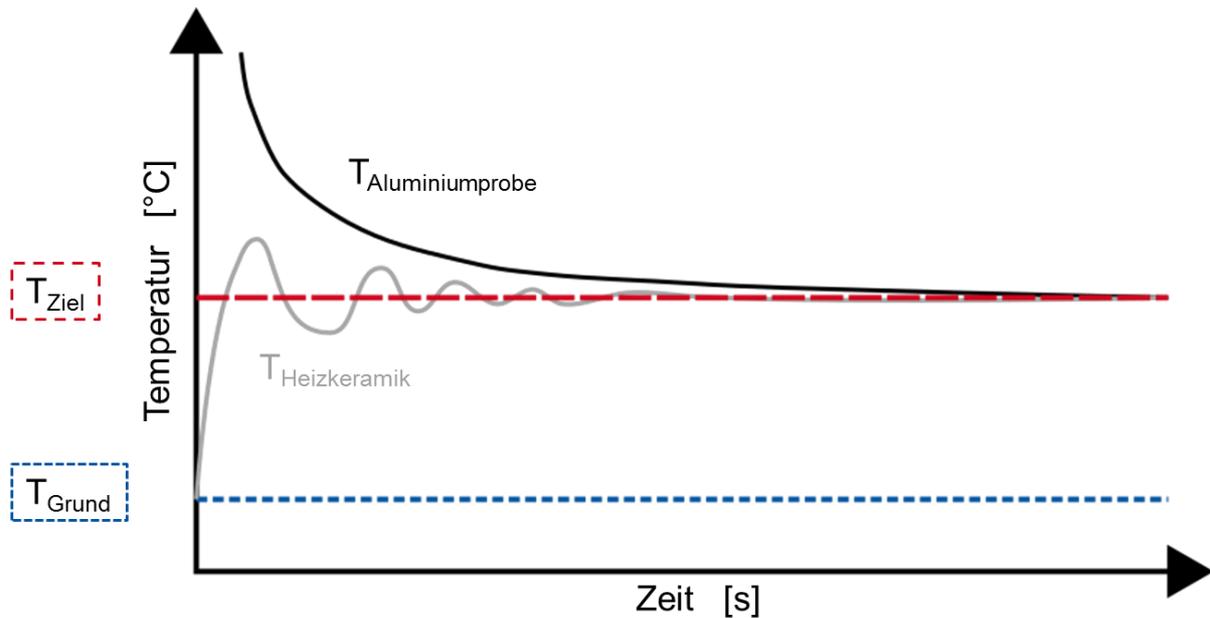


Abbildung 6-5: Angestrebter Temperaturverlauf der Al-Probe bei variothermer Temperierung mit Heizkeramik

Ziel der Untersuchungen ist auch hier, die Eignung dieser Technologie für das Mehrkomponenten-Druckgießen zu überprüfen und geeignete Parameterkombinationen zur Verbundherstellung zu identifizieren. Sofern dies erfolgreich ist, soll anschließend der Einfluss der Temperatur auf die Verbundfestigkeit quantifiziert werden.

6.3. Erarbeitung eines Prozessfensters/Prozesserkenntnisse

In diesem Kapitel stehen die Erarbeitung eines Prozessfensters sowie die Ermittlung von Prozesserkennnissen im Vordergrund. Hierzu erfolgt zunächst die Inbetriebnahme des Werkzeuges einhergehend mit Vorversuchen, bevor systematisch die im vorherigen Kapitel vorgestellten Prozessrouten untersucht werden und basierend darauf Prozessfenster ermittelt werden.

6.3.1. Werkzeuginbetriebnahme und Vorversuche

Vorbereitend für die eigentlichen Gießversuche werden Untersuchungen durchgeführt. Hierzu zählen folgende Überprüfungen und die Ermittlung von Basisdaten:

- Prozessfenster für Schiebergängigkeit
- Vorlauf vs. Formwandtemperatur
- Schiebertemperatur
- Temperatur an Gießkammer und Kolbenträgerstange

Prozessfenster für Schiebergängigkeit

Zur Überprüfung der Schiebergängigkeit im Bereich der zu erwartenden Betriebstemperaturen wird das Werkzeug gemäß Tabelle 6-2 temperiert, bis stationäre thermische Bedingungen vorliegen. Anschließend wird der Vorlauf des Temperierkreises SÖ1 schrittweise in 5°C-Schritten erhöht.

Tabelle 6-2: Vorlauftemperaturen bei Ermittlung der Schiebergängigkeit

Temperierkreis	RÖ1	RÖ2	RÖ3	RÖ4	SÖ1	TW1	TW2
$T_{\text{Vorlauf}} [^{\circ}\text{C}]$	245	245	zu-nächst ohne	245	zu er-mit-teln	100	100

Vorlauf-Temperaturen im SÖ1-Kreis oberhalb von 205°C führen dazu, dass der Schieber fehleranfällig wird, d.h. der Schieber beim Verfahren ruckelt bzw. klemmt. Ein störungsfreier Betrieb des Schiebers ist also bis zu einer isothermen Vorlauftemperatur von SÖ1=205°C zu erwarten. An dieser Stelle wird auf eine Anpassung des Passungsspiels verzichtet, da dies nur zielführend ist, wenn derart hohe Temperaturen bei diesem Temperierkreis überhaupt zum Einsatz kommen. Hiervon ist bei der isothermen Prozessroute nicht auszugehen, da bei derart hohen Temperaturen Entformungsprobleme zu erwarten sind.

Vorlauf vs. Formwandtemperatur:

Aufgrund der Länge der Temperierleitungen und der damit verbundenen Wärmeverluste ist zu erwarten, dass die an den Temperiergeräten eingestellten Vorlauftemperaturen nicht im Werkzeug zu erreichen sind. Um die Höhe des Wärmeverlustes zu bestimmen werden Temperaturmessungen mittels Magnetthermoelementen durchgeführt. Hierzu wird das Werkzeug im geschlossenen Zustand aufgeheizt. Nach jeweils 1h und 2h wird die Temperatur an den Verschraubungen der Temperierleitungen unmittelbar am Werkzeug sowie in der Kavität gemessen. Hierzu wird das Werkzeug für die Dauer der Messung geöffnet. Die Messpunkte (MP) sind Abbildung 6-6 zu entnehmen. Die Vorlauftemperaturen sowie die Messwerte sind in Tabelle 6-3 dargestellt.

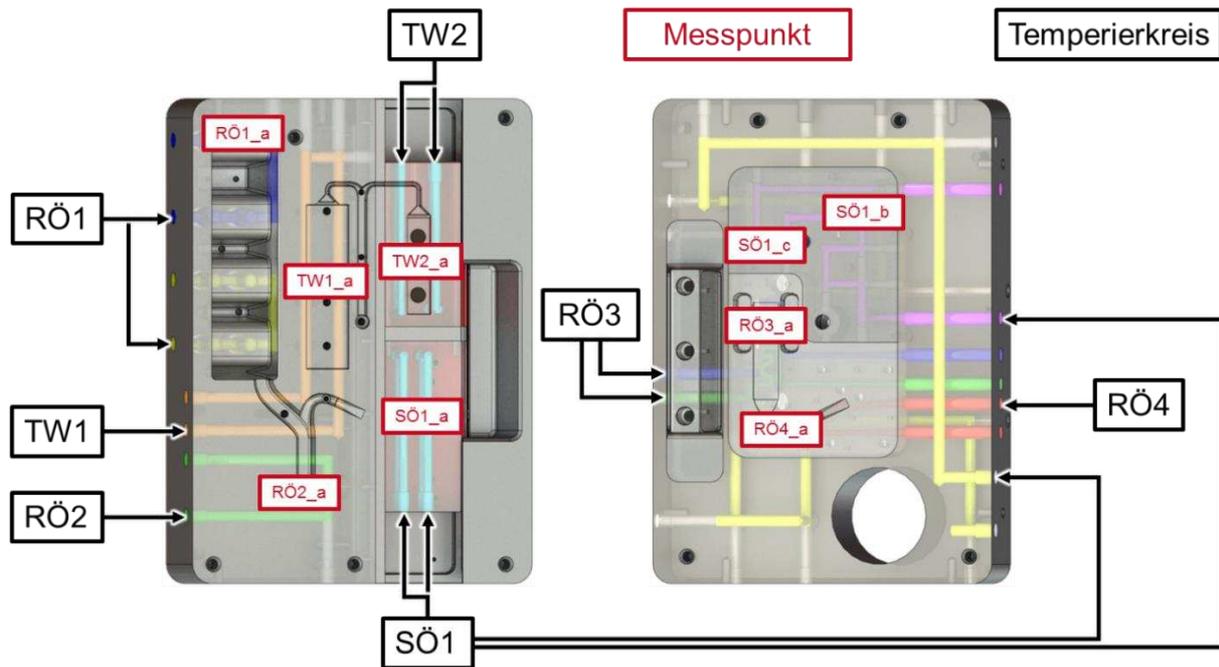


Abbildung 6-6: Messpunkte sowie Anschluss der Temperierkreise für den Abgleich Vorlauf- vs. Formwandtemperatur

Tabelle 6-3: Vorlauf- und Werkzeugtemperatur 1h bzw. 2h nach Beginn der Aufheizphase [25]

Kreis	MP	Vorlauf [°C]	an Verschraubung [°C]		in der Kavität [°C]	
			nach 1h	nach 2h	nach 1h	nach 2h
RÖ1	RÖ1_a	245	228	226	188	194
RÖ2	RÖ2_a	245	229	229	189	198
RÖ3	RÖ3_a	245	214	215	206	208
RÖ4	RÖ4_a	245	219	222	194	194
	SÖ1_a				145	146
SÖ1	SÖ1_b	155	148	148	147	147
	SÖ1_c				149	149
TW1	TW1_a	125	100*	119*	103*	113*
TW2	TW2_a	150	147	147	143	144

*nicht belastbar, da Ventil defekt (keine Wiederholung nach Reparatur, da nur Nebenkavität)

Die Messungen bestätigen die qualitativen Erwartungen. Von den Messpunkten an den Verschraubungen ist bei den mit 245°C temperierten Kreisen der größte Temperaturverlust (16-

31°C) zu verzeichnen. Dies liegt einerseits an den (im Vergleich zu den anderen Temperierkreisen) großen Leitungslängen zwischen Temperiergerät und Werkzeug, wobei $L_{RÖ3} < L_{RÖ4} < L_{RÖ1} = L_{RÖ2}$. Weiterhin ist aufgrund der geringeren Temperierung des restlichen Werkzeuges zu erwarten, dass ein Teil der Wärme in Richtung der kälter temperierten Bereiche abfließt und damit gleichzeitig auch das Temperaturgefälle zwischen Vorlauf und Messpunkt an der Verschraubung (z.B. SÖ1) minimiert. An den Messpunkten RÖ1_a und RÖ2_a sind zwischen den Messungen nach 1h bzw. 2h noch Temperaturanstiege zu verzeichnen. In diesem Bereich sind daher auch nach 2h noch keine stationären Bedingungen erreicht. Dies wird jedoch für die weitere Betrachtung als unkritisch bewertet, da es sich hierbei nicht um die für den Fügeprozess wesentlichen Bereiche handelt. An den Messpunkten RÖ3_a, RÖ4_a, SÖ1_a-c und TW2_a, daher in den Kavitätsbereichen, welche unmittelbar mit dem eigentlichen Probekörper in Berührung stehen, sind bereits nach 1h stationäre Bedingungen erreicht.

Es kann daher angenommen werden, dass für ähnliche Temperaturbereiche für RÖ3_a, RÖ4_a, SÖ1_a-c und TW2_a während der Versuchsdurchführung die Temperierung ein ausreichend hohes Temperaturniveau im Werkzeug erzielen kann, welches in etwa der eingestellten Vorlauftemperatur entspricht. Die Abweichungen (gemessen im Vergleich zum Vorlauf) aus Tabelle 6-3 erfolgen allesamt nach unten. Folglich werden diese Abweichungen zumindest in Teilen durch den Wärmeeintrag der Schmelzen kompensiert, welcher bei den Messungen nach Tabelle 6-3 noch keine Berücksichtigung gefunden hat.

Schiebertemperatur:

Obwohl die Temperaturmessungen des vorherigen Unterkapitels bereits eine gute Abschätzung im Fügebereich ermöglichen, bieten die im Schieber verbauten Typ-K-Thermoelemente die Möglichkeit, die Schiebertemperatur auch im laufenden Prozess zu überwachen. Hierbei ist einerseits von Interesse, welche Temperaturen tatsächlich im Schieber vorherrschen, und andererseits, ob diese auch über viele Zyklen hinweg konstant bleiben.

Um dies zu untersuchen wird die Schiebertemperatur bei einer Versuchsserie bei jedem 5. Zyklus zu zwei unterschiedlichen Zeitpunkten ausgewertet (s. Abbildung 6-7). Hierbei wird zum einen die Temperatur bei geöffnetem Werkzeug aufgezeichnet und zum anderen während der Schieberbewegung zwischen Druck- und Spritzgießprozess. Die Messwerte sind jeweils der Mittelwert der drei Thermoelemente. Bei geöffnetem Werkzeug beträgt die Standardabweichung zu allen fünf Zeitpunkten $<0,6^{\circ}\text{C}$, sodass die Fehlerindikatoren in Abbildung 6-7 nicht aufgelöst werden können. Die Vorlauftemperatur von SÖ1 beträgt 155°C . Bei beiden Messreihen ist weder ein fallender noch ein steigender Trend zu erkennen, sodass die Temperierleistung als ausreichend zu bewerten ist, um konstante Bedingungen zu erzielen. Anzumerken ist an dieser Stelle, dass die Temperatur in der Kavität noch etwas höher ist, da die Thermoelemente mit 2,5 mm Abstand zur Kavitätsoberfläche zwar dicht unterhalb dieser positioniert sind, jedoch

der Wärmeeintrag der vergleichsweise dünnen Aluminium-Probe nicht so hoch ist, dass dieser Abstand vollständig vernachlässigt werden kann.

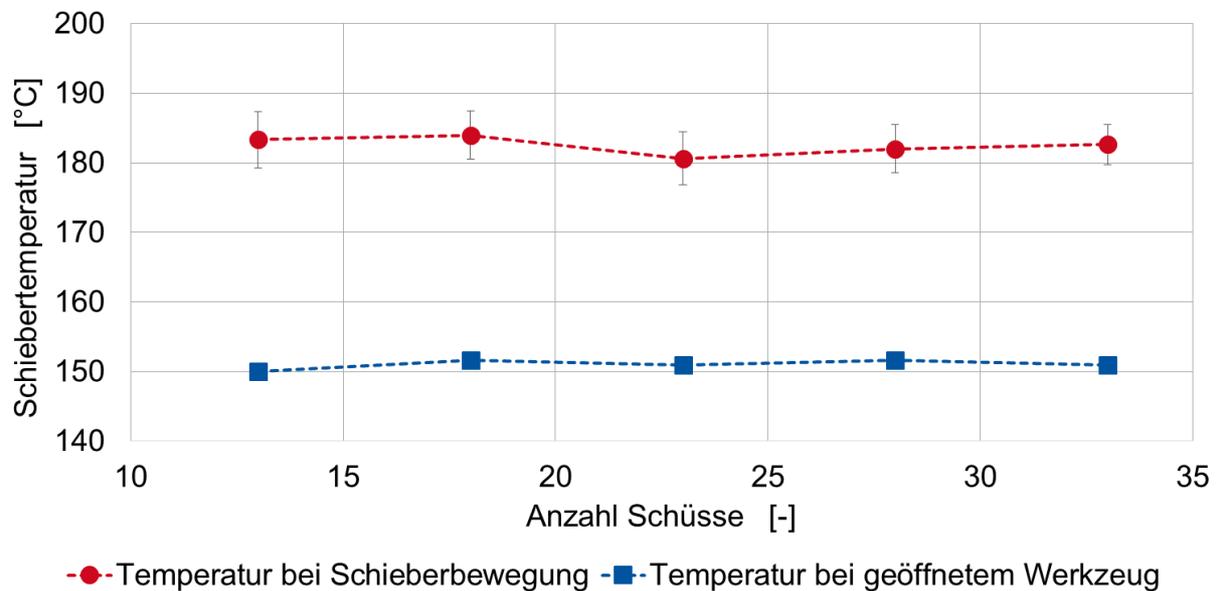


Abbildung 6-7: Aufzeichnung der Schiebertemperatur mittels im Schieber integrierter Typ-K-Thermoelemente (Daten aus [25])

Temperatur an Gießkammer und Kolbenträgerstange:

Da es bei den ersten Vorversuchen nach ca. 30 Bauteilen zu einem Kolbenklemmer gekommen ist, wird an dieser Stelle eine Untersuchung der Gießereinheit erforderlich. Bei der Analyse des Kolbenklemmers wird festgestellt, dass zwischen Gießkammer und -kolben Aluminium eingedrungen ist und sich Flitter gebildet hat, was ein deutliches Indiz für ein Toleranzproblem ist. Um dem zu begegnen, wird anstelle der bisherigen Passung (Gießkammer: $\text{Ø}60\text{H}7$; Gießkolben: $\text{Ø}60\text{d}9$) abweichend ein neuer Gießkolben mit $\text{Ø}60_{-0,06}^{0,04}$ eingesetzt, wodurch das maximale Spiel innerhalb des Passungstoleranzfeldes von 0,204 mm auf 0,09 mm reduziert wird, gleichzeitig aber in jedem Fall eine Spielpassung vorliegt. Als zweite Maßnahme wird die Kolbentemperatur auf Dauerkühlung sowie einen autarken Wasseranschluss mit Durchflussmessung umgestellt, um Schwankungen zu minimieren.

In den darauffolgenden Versuchen wird die Temperatur von Gießkammeroberseite, Gießkammerunterseite und Kolbenträgerstange alle zehn Zyklen überprüft (vgl. Abbildung 6-8). Demnach konnte durch die beschriebenen Maßnahmen eine konstante Temperierung der Kolbenträgerstange und folglich auch des Gießkolbens erreicht werden. Gleichzeitig ist den Kurvenverläufen in Abbildung 6-8 auch zu entnehmen, dass sich durch den Wärmeeintrag der Schmelze ein Temperaturgradient von ca. 50°C zwischen Ober- und Unterseite der Gießkam-

mer einstellt. Ein derartiges Temperaturgefälle führt zu einer unterschiedlichen Wärmeausdehnung zwischen Gießkammeroberseite und -unterseite, was möglicherweise mitursächlich für den Kolbenklemmer war.

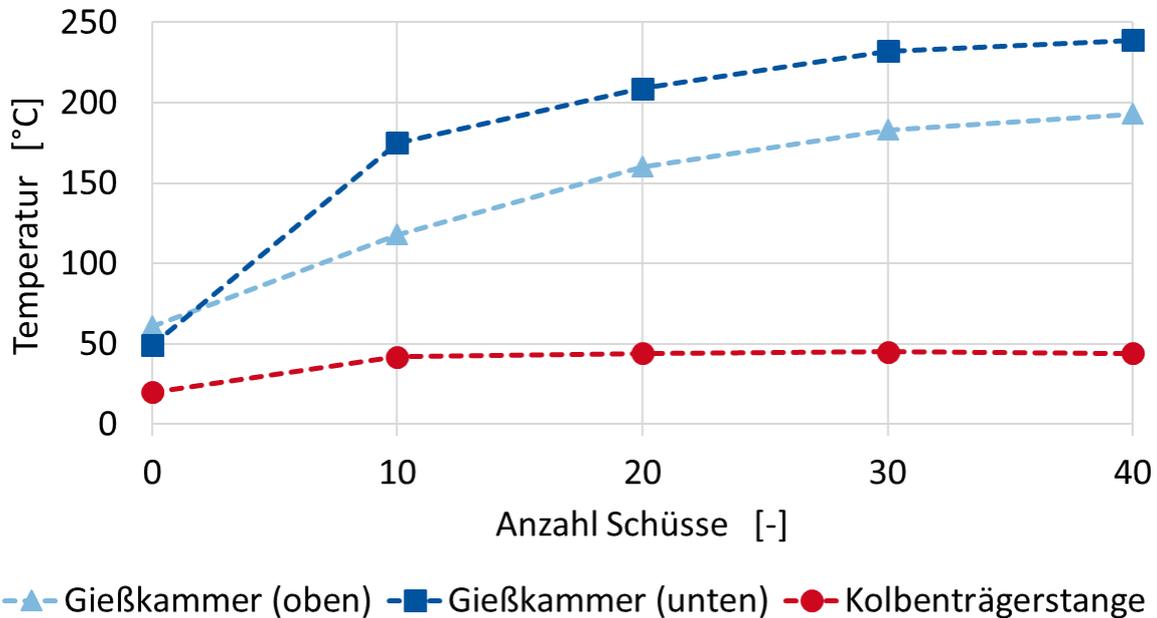


Abbildung 6-8: Veränderung der Gießkammer- und Kolbenträgerstangentemperatur über der Zeit (Daten aus [25])

Abhilfe würde hierfür eine temperierte Gießkammer schaffen, welche definierte thermische Bedingungen ermöglicht. Dies ist jedoch kosten- und zeitintensiv. Da bereits mit den beschriebenen Maßnahmen eine ausreichende Prozesssicherheit für den geplanten Versuchsbetrieb erzielt werden konnte, wird hiervon im Rahmen dieser Arbeit abgesehen.

6.3.2. Herausforderungen und Potentiale bei der Nutzung von Heizkeramiken im Druckguss

Die thermische Auslegung von Hybrid III.0 basiert auf der Annahme, dass die verbauten Heizkeramiken uneingeschränkt genutzt werden können. Aufgrund der kompakten Heizleistung von 5 kW und der Möglichkeit, diese flächig und kurz unterhalb der Kavitätsoberfläche einzubringen, bieten Heizkeramiken ein hohes Potential für lokale variotherme Temperaturführungen im Werkzeug. Insbesondere in der Kunststoffverarbeitung gibt es viele Sonderfälle, wo über eine variotherme Temperaturführung beispielsweise Zykluszeitverkürzungen, „Verschiebungen“ von Bindenähten oder bei Sichtbauteilen eine Steigerung der Oberflächenqualität erzielt werden können. Gleichmaßen bietet sich diese Technologie auch für Fügeprozesse bzw. das IMA an, um den Anforderungen an hohe Füge Temperaturen einhergehend mit niedrigen Entformungstemperaturen gerecht zu werden.

Im Rahmen der Inbetriebnahme des Werkzeuges hat sich jedoch herausgestellt, dass die Einbausituation der Heizkeramiken keinen Schutz vor eindringender Feuchtigkeit durch den Sprühprozess mit sich bringen. Hierdurch wird ein permanentes Auslösen des Fehlerstrom-Schutzschalters (FI) induziert. Mehrfache Versuche seitens des Herstellers der Heizkeramik, diese gegen Feuchtigkeit abzudichten, scheiterten in Ermangelung an geeigneten Dichtmaterialien, welche auch bei den angestrebten hohen Temperaturen dauerelastisch bleiben. Erschwerend kommt hinzu, dass seitens des Werkzeugbaus bei der Herstellung des Werkzeuges die Spaltmaße zwischen Formrahmen, Haupteinsatz und Untereinsatz unzureichend toleriert wurden, sodass das Eintreten von Feuchtigkeit durch die Spaltmaße nicht unterbunden wird.

Trotz dieser Herausforderungen haben Heizkeramiken ein hohes Potential, eine dynamische variotherme Prozessführung zu ermöglichen, sofern Lösungen gefunden werden (Dichtmaterialien, konstruktive Barrieren), die ein Eindringen von Feuchtigkeit hin zur Heizkeramik zuverlässig unterbinden. Dies sind jedoch Aufgabenstellungen die nicht im Rahmen dieser Arbeit bearbeitet werden, sodass die in Kapitel 6.2.3 geplanten Versuche nicht durchgeführt werden können.

6.3.3. Prozessdatenerfassung zur Prozessentwicklung

Während der Versuche werden diverse Versuchsparameter fortlaufend dokumentiert. Zyklusgenau erfasst werden:

- Probennummer
- Herstellungstag und Uhrzeit (minutengenau)
- Vorlauftemperaturen der Temperierkreise
- Schmelztemperatur (Kunststoff)
- Kunststofftype
- Kolbengeschwindigkeit (v_1 - v_3)
- Temperatur der Aluminium-Legierung
- Haftung (ja/nein)
- Anmerkungen bzw. Auffälligkeiten.

Zum Zeitpunkt der Versuchsdurchführung gab es zwar eine automatische Aufzeichnung der üblichen Druckgussparameter, allerdings nicht für die oben beschriebenen Daten, sodass diese Aufzeichnungen alle händisch erfolgten. Zu beachten hierbei ist, dass es sich jeweils um die vorgenommenen Einstellungen handelt, also die Soll- und nicht die Ist-Werte dokumentiert werden. Eine manuelle Dokumentation der Ist-Werte ist bei dieser Vielzahl an Parametern im laufenden Versuchsbetrieb nur eingeschränkt möglich. Die genannten Daten haben zwar bereits einen großen Nutzen, allerdings hat sich bei der Charakterisierung der Verbundausbildung (vgl. Unterkapitel 7.1) an mehreren Stellen gezeigt, dass eine automatisierte Aufzeichnung der

Ist-Werte Schlussfolgerungen erheblich vereinfacht und ggf. auch weitere Rückschlüsse ermöglicht hätte. Durch eine automatisierte Prozessdatenerfassung, einhergehend mit einer systematischen und automatisierten Ablage der Versuchsdaten besteht erhebliches Potential, den Erkenntnisgewinn im Rahmen von praktischen Versuchen zu steigern. Die hierfür erforderliche Vernetzung einhergehend mit einer automatisierten und systematischen Datenablage wird zukünftig durch eine Erweiterung von Schnittstellen und Datenerfassung realisiert, die u.a. im Rahmen des Exzellenzclusters „Internet of Production“ umgesetzt wird, damit bei zukünftigen Versuchen auf der Fertigungszelle am Gießerei-Institut von diesem Mehrwert profitiert werden kann. Nicht zuletzt werden so für das Personal bei der Versuchsdurchführung repetitive und fehleranfällige Aufgaben minimiert und dadurch eine erhöhte Zuverlässigkeit der Daten und der damit verbundenen Aussagefähigkeit erreicht.

6.3.4. Prüfung der isothermen Temperierung

Im Folgenden werden die durchgeführten Versuche vorgestellt, sowie die damit einhergehenden Erkenntnisse und Maßnahmen erläutert. Für die isotherme Prozessroute werden die Versuche in vier Versuchsreihen aufgeteilt.

Versuchsreihe 1:

Gemäß den Überlegungen aus der Versuchsplanung beginnen die Versuche mit den jeweils höchsten Temperierungen, welche technisch möglich sind (s. auch Kapitel 6.3.1) und gleichzeitig den Herstellerempfehlungen der jeweiligen Werkstoffe für konventionelle Druck- bzw. Spritzgießprozesse entsprechen. Dies führt zu der Ausgangskonfiguration gemäß Tabelle 6-4. Die Temperierkreise sind nach Abbildung 6-9 am Werkzeug angeschlossen. Zu Beginn werden die beiden Temperierkreise im Werkzeug, welche in der festen Formhälfte (unmittelbar hinter den keramischen Heizelementen für die Temperierung mit Heizkeramik) liegen (in Abbildung 6-9 mit „ohne“ gekennzeichnet), nicht angeschlossen. Dies liegt der Überlegung zugrunde, dass die (bei isothermer Temperierung nicht verwendeten) Heizkeramiken bei Nichtverwendung dieser Temperierkanäle effizienter als thermische Isolatoren wirken können, und so durch den Wärmeeintrag der Schmelze ein lokales Wärmezentrum in diesem Bereich geschaffen wird, welches die Anbindung des Kunststoffes begünstigt.

Tabelle 6-4: Ausgangskonfiguration für isotherme Temperierung

Schmelze	Kunststoff				Aluminium		
Temperatur [°C]	300				720		
Temperierkreis	RÖ1	RÖ2	RÖ3	RÖ4	SÖ1	TW1	TW2
T_{Vorlauf} [°C]	245	245	ohne	245	205	100	100

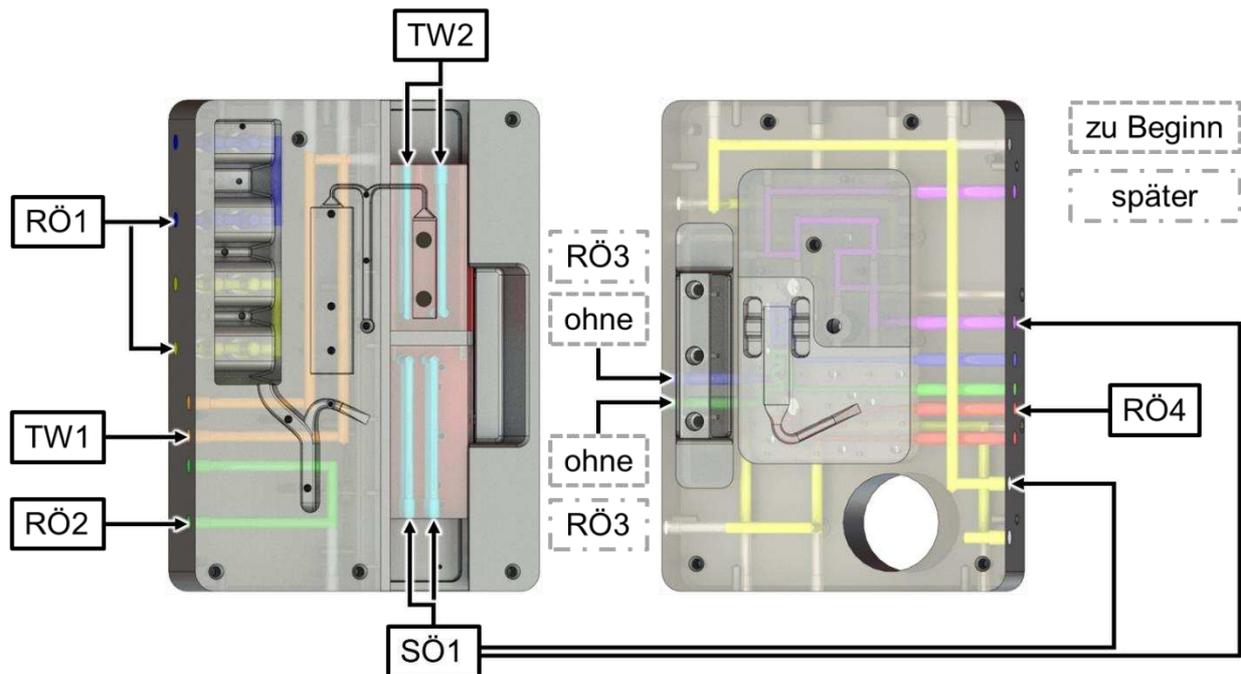


Abbildung 6-9: Anschluss der Temperierkreise am Werkzeug bei isothermer Temperierung (Vorlauf)

Mit dieser Temperierung werden mit dem haftmodifizierten Kunststoff 71 Proben hergestellt sowie 21 weitere mit dem naturbelassenen Kunststoff. Während der Versuche wurden aufgrund von Gießfehlern bzw. Überspritzungen Anpassungen an der Gießkurve vorgenommen. Im Ergebnis konnten Gießfehler weitestgehend mit der Gießkurve nach Abbildung 6-10 abgestellt werden. Weiterhin wurde die Erstarrungszeit der Aluminiumkomponente, also die Zeit zwischen Druckgießen und Schieberbewegung, von zunächst 15 s auf abschließend 10 s reduziert.

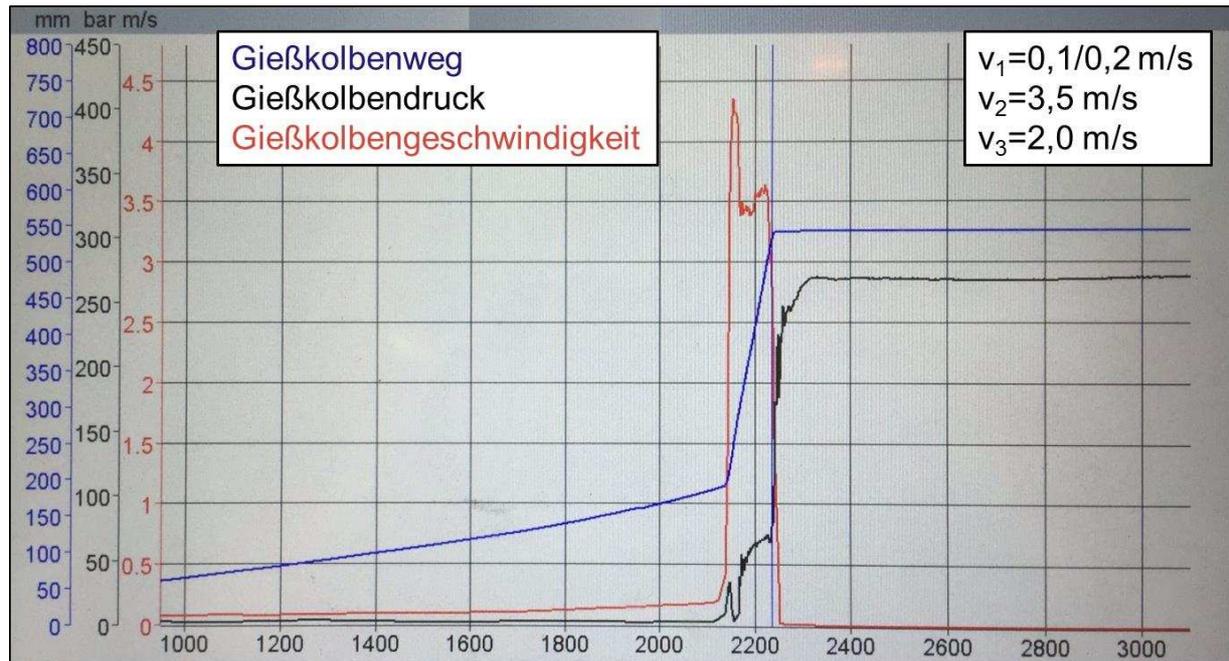


Abbildung 6-10: Aufgezeichnete Gießkurve des Druckgießprozesses (ergänzt nach [25])

Von den 92 hergestellten Proben kann lediglich bei neun Proben (alle mit haftmodifiziertem Kunststoff) ein Verbund festgestellt werden, bei dem darüber hinaus kein Zusammenhang zu den Prozessparametern zu erkennen ist. Die Verbundausbildung von sieben weiteren Proben (4x haftmodifizierter Kunststoff, 3x naturbelassener Kunststoff) wird nicht bewertet, da diese jeweils auf eine makroskopische Verklammerung infolge von Gießfehlern an der Aluminiumkomponente zurückzuführen ist. Leider ist auch die Verbundausbildung der neun verbleibenden Proben weder reproduzierbar noch belastbar. Der Verbund ist derart schwach, dass eine Quantifizierung mittels Scherzugversuch hinfällig ist.

Aufgrund dieser Erkenntnisse ist die Temperierung nach Tabelle 6-4 als nicht geeignet zu bewerten. Da bei einer Verringerung der Temperaturen keine Verbesserung des Verbundes zu erwarten ist, werden die weiteren Parameterkombinationen nach Tabelle 6-1 nicht abgefahren.

Versuchsreihe 2:

Entsprechend der Versuchsplanung ist bei unzureichendem Verbund bzw. gänzlichem Ausbleiben ein Abweichen von den Herstellerempfehlungen für die Parameterwahl vorgesehen. Hierzu wird eine Versuchsreihe mit dem naturbelassenen Kunststoff durchgeführt, in der die Schmelztemperatur des Kunststoffes in Schritten von 5°C von 300°C auf 320°C erhöht wird.

Trotz der Überschreitung der vom Materialhersteller maximal vorgegebenen Massetemperatur (300°C) um 20°C sind durch diese Maßnahme keine Anzeichen einer Verbesserung der Verbundausbildung zu erkennen. Zudem sind an der Kunststoffkomponente erste Anzeichen von

thermischer Zersetzung wahrzunehmen. Eine Erhöhung der Masstemperatur wird daher ebenfalls als nicht zielführend bewertet.

Versuchsreihe 3:

Die zweite Möglichkeit, die Füge­temperatur bei einer isothermen Temperierung weiter zu erhöhen, besteht in der Anpassung der Temperierung. Abweichend von den Herstellerempfehlungen für die Kunststoffkavität ($T_{\text{Werkzeug}} = 80\text{-}100^\circ\text{C}$) wird die Temperierung der Kunststoffkavitäten deutlich erhöht. Die Ausgangskonfiguration ist in Tabelle 6-5 dargestellt. In dieser Versuchsreihe werden die Temperierkreise SÖ1, TW1 und TW2 variiert. Gleichzeitig muss jedoch auch berücksichtigt werden, dass durch höhere Vorlauf­temperaturen der Temperierkreise SÖ1, TW1 und TW2 einerseits die Beweglichkeit des Schiebers und andererseits die Entformbarkeit des Kunststoffes negativ beeinträchtigt werden kann. Ziel dieser Versuchsreihe ist daher, geeignete Parameterkombinationen zu identifizieren, welche Verbundausbildung, Verfahrbarkeit des Schiebers und Entformbarkeit vereinen.

Tabelle 6-5: Ausgangskonfiguration mit erhöhter Werkzeugtemperierung

Schmelze	Kunststoff				Aluminium		
Temperatur [°C]	300				720		
Temperierkreis	RÖ1	RÖ2	RÖ3	RÖ4	SÖ1*	TW1*	TW2*
T_{Vorlauf} [°C]	245	245	ohne	245	205	145	175

*sukzessive Anpassung der Vorlauf­temperaturen

Bei den Einstellungen gemäß Tabelle 6-5 ist ein Verfahren des Schiebers aufgrund der thermischen Ausdehnung nicht möglich. Zunächst wird die Temperatur von Temperierkreis TW1 (Neben­kavität Kunststoff) reduziert, um eine möglichst hohe Temperierung der Kunststoffkavität (TW2) zu ermöglichen. Durch schrittweises Reduzieren des Vorlaufs von TW1 kann bei 125°C ein störungsfreies Verfahren des Schiebers erreicht werden (bei TW1=130°C ist bereits sporadisches Verfahren möglich). Bei dieser Temperierung klebt jedoch der Kunststoff an der Kavität und kann nicht ohne Beschädigung der Probe entformt werden, sodass in einem zweiten Schritt die Temperierung soweit reduziert werden muss, dass ein sicheres Entformen möglich ist. Aus diesem Grund wird auch an dieser Stelle von einer Nachbearbeitung der Schieberpassung abgesehen. Durch weitere Reduktion der Vorlauf­temperaturen SÖ1 und TW2 wird schließlich auch eine beständige Entformbarkeit erreicht. Tabelle 6-6 gibt die eingestellten Vorlauf­temperaturen wieder, bei denen ein Verbundbauteil erzeugt wird, welcher auch reproduzierbar entformt werden kann.

Tabelle 6-6: Parameteterkombination zur reproduzierbaren Verbundausbildung ohne RÖ3

Schmelze	Kunststoff				Aluminium		
Temperatur [°C]	300				720		
Temperierkreis	RÖ1	RÖ2	RÖ3	RÖ4	SÖ1	TW1	TW2
T_{Vorlauf} [°C]	245 (245)	245 (245)	ohne (ohne)	245 (245)	150 (150)	125 (125)	150 (155)

Mit den Einstellungen nach Tabelle 6-6 weisen alle sieben hergestellten Proben einen Verbund auf, sodass ein „Feintuning“ der Werkzeugtemperierung bei isothermer Prozessführung erfolgen kann. Bei einer darauffolgenden Erhöhung der Vorlauftemperaturen SÖ1 und TW2 auf 155°C können zunächst ebenfalls entformbare Verbundbauteile hergestellt werden, mit dem siebten Bauteil beginnen jedoch wieder Störungen bei der Entformbarkeit. Dem kann durch erneute Reduktion des Vorlaufes des Temperierkreises SÖ1 auf 150°C entgegengewirkt werden, was gleichzeitig auch die höchstmögliche isotherme Temperierung darstellt (Werte in Klammern in Tabelle 6-6). Eine weitere Erhöhung von TW2 auf 160°C (SÖ1=150°C) führt erneut unmittelbar zu Entformungsproblemen.

Bei der nunmehr identifizierten Parameterkombination, die eine erfolgreiche Verbundherstellung ermöglicht (Tabelle 6-6, Werte in Klammern), wird die Temperatur im Bereich der Fügezone genauer analysiert. Konkret ergeben Messungen (Messpunkt RÖ3_a, vgl. Abbildung 6-6) nach zehn Zyklen eine Temperatur von 162°C, welche deutlich unter den Messwerten aus Tabelle 6-3 liegt (1h: 206°C). Somit hat sich die Annahme, dass sich ohne Temperierung hinter den Heizkeramiken in der Überlappzone ein Wärmезentrum bildet, nicht bestätigt, sodass mit Versuchsreihe 4 der Temperierkreis RÖ3 ebenfalls mit implementiert wird.

Versuchsreihe 4:

In dieser Versuchsreihe gilt es zunächst zu prüfen, ob die Implementierung des Temperierkreises RÖ3 Schwierigkeiten beim Verfahren des Schiebers bzw. bei der Entformung verursacht. Die Parameter werden entsprechend gemäß Tabelle 6-7 verwendet. Bereits bei der höchstmöglichen Temperierung (RÖ3=245°C) können zehn Verbundproben hergestellt werden. Da jedoch die Streuung der Scherzugfestigkeiten (Details folgen in Kapitel 7.1.2) relativ hoch ist und die Nebenkavität beim Öffnen noch leicht klebt, wird der Sprühprozess noch minimal angepasst. Die Düsen werden so eingestellt, dass noch weniger Trennmittel in die Hauptkavität gelangt, wohl aber in die Nebenkavität, mit dem Ziel, die Anhaftung dort zu minimieren.

Mit den benannten Modifikationen ist auch bei der höchstmöglichen Vorlauftemperatur von RÖ3=245°C ein störungsfreier Betrieb möglich, und es werden mit dieser Parameterkombination 15 Proben (Isotherm_11-Isotherm_25) für die Analyse hergestellt. Die Versuche werden bei gleichen Einstellungen mit dem naturbelassenen Kunststoff wiederholt. Hierbei konnte jedoch kein einziges Bauteil mit Verbund hergestellt werden, sodass für die Analyse lediglich die Proben mit dem haftmodifizierten Kunststoff zur Verfügung stehen. Die veränderten Einstellungen der Düsen werden für alle folgenden Versuche beibehalten.

Tabelle 6-7: Parameteterkombination zur reproduzierbaren Verbundausbildung unter Verwendung aller Temperierkreise

Schmelze	Kunststoff				Aluminium		
Temperatur [°C]	300				720		
Temperierkreis	RÖ1	RÖ2	RÖ3	RÖ4	SÖ1	TW1	TW2
T_{Vorlauf} [°C]	245	245	245	245	150	125	155

6.3.5. Prüfung der variothermen Temperierung ohne Heizkeramik

Die variotherme Prozessführung ermöglicht es, den Prozess durch einen weiteren Freiheitsgrad zu beeinflussen. Der ermittelte Versuchspunkt bei der isothermen Temperierung stellt hierbei den Ausgangspunkt für die Variothermie dar. Konkret werden, mit Ausnahme von SÖ1, alle Einstellungen aus Tabelle 6-7 übernommen. Anstelle einer konstanten Vorlauftemperatur von SÖ1=150°C (obere Grenze bei isothermer Prozessführung aufgrund von Entformungsproblemen) können nun zwei Vorlauftemperaturen gewählt werden, zwischen denen gemäß Abbildung 6-3 im laufenden Prozess umgeschaltet wird.

Versuchsreihe 5:

In Versuchsreihe 5 wird zunächst eine geeignete Kombination für die beiden Vorlauftemperaturen („heiß“ und „kalt“) identifiziert. Anschließend werden Proben für die Analyse hergestellt.

Der größtmögliche Effekt bei der variothermen Temperierung ist zu erwarten, wenn der Unterschied zwischen SÖ1_{heiß} und SÖ1_{kalt} maximiert wird. Mit SÖ1_{kalt} = 80°C wird daher für den kalten Betriebspunkt die untere Grenze gemäß den Empfehlungen aus dem Verarbeitungsdatenblatt des Kunststoffes [66] gewählt und konstant gehalten. SÖ1_{heiß} wird in 10°C-Schritten ausgehend von 220°C so lange reduziert, bis ein sicheres Entformen möglich ist. Dies wurde bereits bei SÖ1_{heiß} = 200°C erreicht. Die Massetemperatur des Kunststoffes während der Parameterermittlung für SÖ1 beträgt T_{Masse_K} = 280°C. Nach erfolgreicher Ermittlung der Parameter gemäß Tabelle werden sowohl für T_{Masse_K} = 280°C als auch für T_{Masse_K} = 300°C Proben zur Analyse hergestellt.

Tabelle 6-8: Parameteterkombination bei variothermer Prozessführung (fluidbasiert)

Schmelze	Kunststoff				Aluminium			
Temperatur [°C]	280/300				720			
Temperierkreis	RÖ1	RÖ2	RÖ3	RÖ4	SÖ1		TW1	TW2
					heiß	kalt		
T_{Vorlauf} [°C]	245	245	245	245	200	80	125	155

Zum Ende der Versuche wurden zwei Feststellungen gemacht, die bereits an dieser Stelle für die weitere Nachvollziehbarkeit zu erwähnen sind. Einerseits wurde im Laufe der variothermen Versuche ein leichter Ölfilm in den Kavitätsbereichen festgestellt, welche über SÖ1, also variotherm, temperiert werden. Andererseits wurde während der Probenherstellung ($T_{Masse_K} = 300^{\circ}\text{C}$) festgestellt, dass das Temperiergerät die Temperatur von $SÖ1_{kalt, soll} = 80^{\circ}\text{C}$ nicht halten konnte. Vielmehr wurden vom Temperiergerät reale Temperaturen von $SÖ1_{kalt, ist} = 130^{\circ}\text{C}$ angezeigt wohingegen bei $SÖ1_{heiß} = 200^{\circ}\text{C}$ keine derartige Auffälligkeit festgestellt wurde.

6.3.6. Zwischenfazit zur Ermittlung des Prozessfensters

Durch die Versuche konnte ein Prozessfenster ermittelt werden, welches die erfolgreiche Herstellung von Verbundbauteilen ermöglicht. Ohne Betrachtung der Ergebnisse aus der Probenanalyse kann bereits an dieser Stelle zusammengefasst werden:

1. Innerhalb der vom Kunststoffhersteller empfohlenen Verarbeitungstemperaturen für konventionelles Spritzgießen ist beim Mehrkomponenten-Druckgießen kein Verbund zu erzielen.
2. Die obere Grenze des Prozessfensters wird maßgeblich durch die Entformbarkeit des Kunststoffes beeinflusst.
3. Werkzeugtemperaturen der Kunststoffkavität oberhalb von $150\text{-}155^{\circ}\text{C}$ führen zum Kleben des Kunststoffes (AKROMID® A3 GF 30 7 53 schwarz (5393)) an der Kavität (isotherme Prozessführung).
4. Die für Hybrid III konstruierte Führung und Verriegelung des Schiebers haben sich als geeignet erwiesen. Anders als bei Hybrid II ist die Schiebergängigkeit kein limitierender Faktor bei der Ermittlung eines Prozessfensters.
5. Eine fluidbasierte variotherme Prozessführung ermöglicht höhere Temperaturen während des Fügens und dennoch eine Entformbarkeit.
6. Die hohe Temperaturdynamik bei einer fluidbasierten variothermen Prozessführung führt jedoch gleichzeitig zu einem sensibleren Prozess (Ölaustritt, Abweichung bei $SÖ1_{kalt}$ etc.).

7. Der Einsatz von Heizkeramiken im Druckguss stellt besondere Anforderungen an das Werkzeugdesign und kann aufgrund des Sprühprozesses nicht ohne erhebliche Designänderungen (Kapselung der Heizkeramik und Peripherie gegen Feuchtigkeit) im Druckguss implementiert werden.

6.4. Übertragung der Erkenntnisse auf einen generativ gefertigten Werkzeugeinsatz (Hybrid III.1)

Die äußere Geometrie des Einsatzes, daher die Grundabmessungen und die Kavität selbst, bleiben identisch zu dem bereits vorgestellten Hybrid III.0-Kavitätseinsatz. Verändert wird die Temperiertechnik einhergehend mit der Integration von Thermoelementen. Da der Haupteinsatz bereits warm temperiert wird, ist das Erreichen einer warmen Grundtemperierung des Kavitätseinsatzes durch eine kavitätsferne mäanderförmige Kanalgeometrie ohne größere Herausforderungen zu realisieren. Der Fokus wird hier daher auf der Auslegung des kavitätsnahen kalten Temperierkreises liegen, mit dem Ziel kurzfristige und hohe Wärmeabfuhr in der Kavität für den Mehrkomponenten-Druckguss zu ermöglichen.

Der 3D-Druck ermöglicht eine sehr freie Gestaltung der Temperierkanalgeometrie. Anders als bei der konventionellen Fertigung sind so auch Geometrien möglich, die spanend bzw. erodierend undenkbar gewesen wären. Unabhängig von der Tatsache, ob der Einsatz konventionell oder additiv gefertigt wird, muss bei einer sehr kavitätsnahen Temperierung die Kavität ausreichend abgestützt werden, um den hohen prozessbedingten Drücken von Formfüllung und Nachdruck standzuhalten. Auch im Hinblick auf die Maßhaltigkeit der Gussstücke bedeutet dies, dass eine elastische oder gar plastische Verformung der Kavität nicht akzeptabel ist.

Aus dem vorbenannten Grund ist beispielweise ein rechteckiger Temperierkanal über die vollständige Breite der Kavität nicht möglich. Denkbar hingegen ist ein derartiger Temperierkanal, wenn dieser durch Stützen verstärkt wird. Aus dieser Überlegung ergibt sich die erste Geometrievariante, die im Folgenden als „Säulenstruktur“ bezeichnet wird. Eine exemplarische Darstellung einer Säule im Temperierkanal ist Abbildung 6-11 zu entnehmen. Die Abrundungen dienen einerseits der Strömungsoptimierung und ergeben sich andererseits aus den geometrischen Restriktionen bei der additiven Fertigung (vgl. Kapitel 3.3).

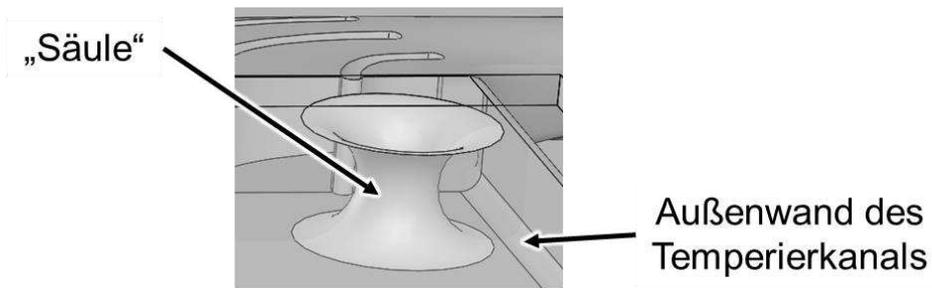


Abbildung 6-11: „Säulenstruktur“ zur Abstützung des Temperierkanals gegenüber dem prozessbedingten Schmelzedruck

Als zweite Geometrievariante wird eine „klassische“ Kanalgeometrie gewählt, deren Zu- und Ablauf jeweils durch einen strömungstechnisch sinnvoll geformten Zulaufkrümmer bzw. Ablauffächer gestaltet ist. So können scharfkantige Umlenkungen und Totwassergebiete deutlich reduziert werden.

Diese beiden Geometrievarianten werden jeweils in drei unterschiedlichen Dimensionierungen genauer betrachtet, sodass insgesamt sechs Designs erzeugt werden. Die Dimensionierungen unterscheiden sich dahingehend, dass die Abstände und Anzahl der Stützen bzw. bei der „klassischen“ Kanalgeometrie die Anzahl der Kanäle einhergehend mit dem Durchmesser variiert werden. Diese Variation dient dazu, unterschiedliche Querschnitt- zu Oberflächenverhältnisse zu schaffen sowie insbesondere auch die Strömungsbedingungen dahingehend zu beeinflussen, dass eine turbulente Rohrströmung in dem kavitätstnahen Bereich erreicht wird. Ziel ist es, das Design zu ermitteln, welches den bestmöglichen Wärmeübergang (HTC: Heat Transfer Coefficient) zwischen Werkzeugstahl und Temperiermedium ermöglicht. Unter „bestmöglich“ wird an dieser Stelle verstanden, dass ein möglichst hoher und gleichzeitig homogener HTC in dem kavitätstnahen Bereich erreicht wird. Die Designs werden außerdem dahingehend betrachtet, dass jeweils die bestmögliche Kombination aus Druckverlust und Volumenstrom ermittelt und in den jeweiligen Simulationen verwendet wird. Abbildung 6-12 zeigt die Simulationsergebnisse der lokalen HTC für den jeweils ermittelten Betriebspunkt, welche mittels Magma-soft® berechnet wurden.

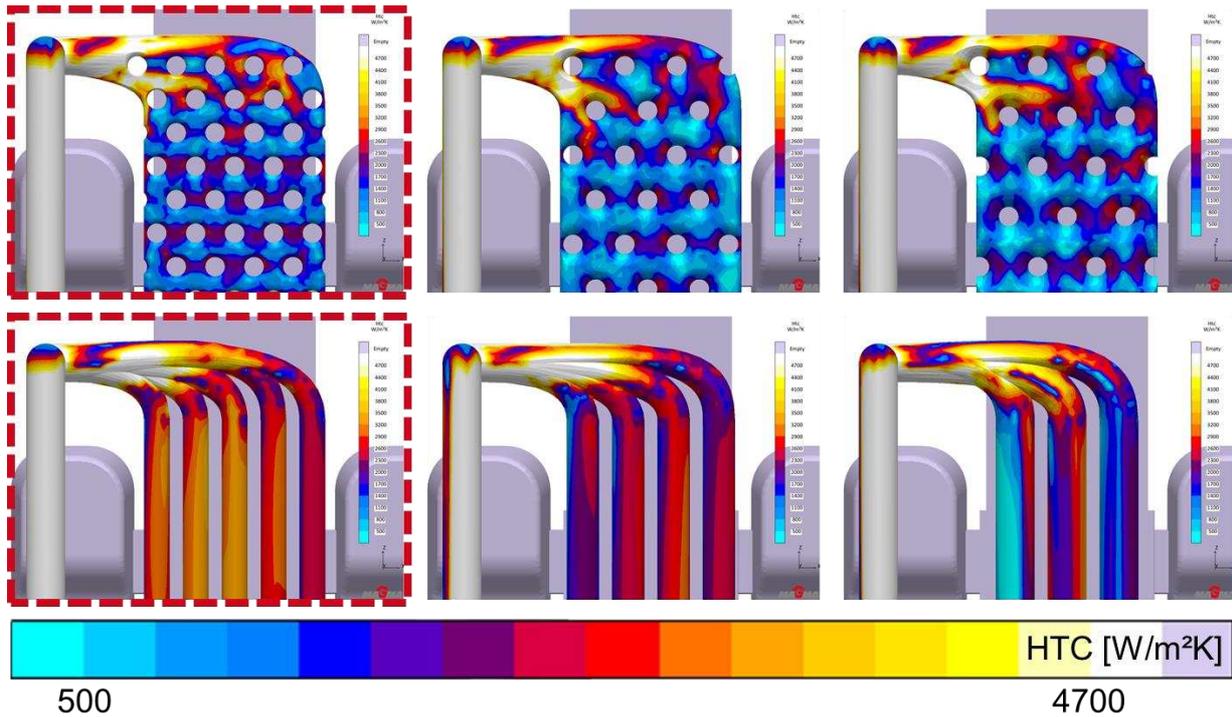


Abbildung 6-12: Betrachtung der HTC (Werkzeugstahl \rightarrow Temperiermedium) bei unterschiedlichen Designentwürfen mit jeweils unterschiedlicher Dimensionierung

Zunächst wird aus beiden Geometrievarianten die jeweils aussichtsreichste ausgewählt. Die Zielgröße ist eine möglichst gute Wärmeabfuhr, daher ein hoher und nach Möglichkeit gleichmäßiger HTC. Für beide Geometrievarianten erfüllt jeweils das Design mit der „feinsten“ Gestaltung des Temperierkanals (Abbildung 6-12 links) diesen Anspruch. Abbildung 6-13 zeigt jeweils eine vergrößerte Darstellung der Simulationsergebnisse für die beiden aussichtsreichsten Versionen.

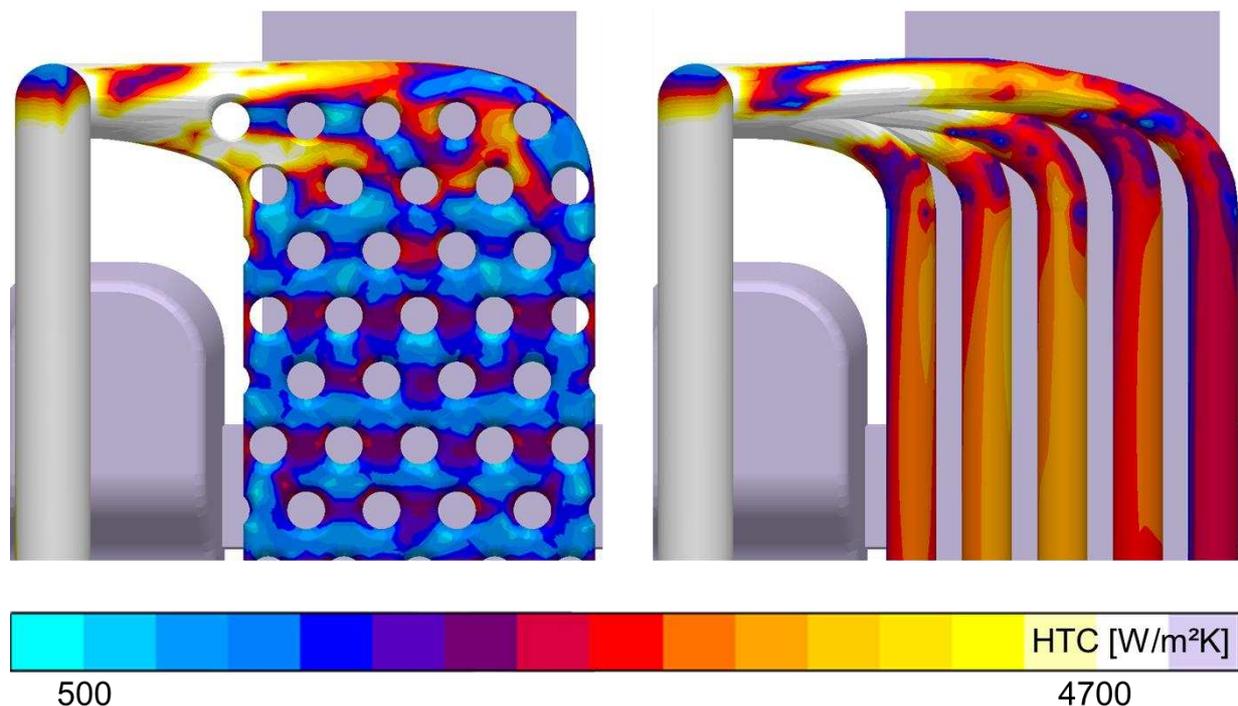


Abbildung 6-13: Gegenüberstellung der HTC: „Säulenstruktur“ (links) vs. „klassische“ Kanalgeometrie (rechts)

Bei unmittelbarer Gegenüberstellung der beiden Designs aus Abbildung 6-13 ist unschwer zu erkennen, dass der HTC bei der „klassischen“ Kanalgeometrie wesentlich höher ist gegenüber dem unkonventionellen Design mittels „Säulenstruktur“. Weiterhin kommt es bei der „Säulenstruktur“ entlang der Fließrichtung zu stetig wechselnden effektiven Querschnitten des Temperaturkanals, sodass deutliche Schwankungen des HTC entlang der Fließrichtung entstehen. Bei der „klassischen“ Kanalgeometrie hingegen sind die Schwankungen entlang der Fließrichtung deutlich geringer und deswegen auch unter diesem Gesichtspunkt vorzuziehen. Bei der „klassischen“ Kanalgeometrie handelt es sich um ein rundes Profil mit dem Durchmesser 4 mm. Grundsätzlich wären durch den 3D-Druck auch Querschnittsgeometrien möglich gewesen, die hiervon abweichen, allerdings ist ein kreisrunder Querschnitt in Bezug auf den Druckverlust im Temperaturkanal zu bevorzugen. Nicht zuletzt ist im unmittelbaren Vergleich bei gleichem Volumenstrom der Druckverlust bei der „klassischen“ Kanalgeometrie gegenüber der „Säulenstruktur“ geringer. Aus den vorgenannten Gründen wird die „klassische“ Kanalgeometrie gemäß Abbildung 6-13 (rechts) als finales Design festgelegt.

7. Ergebnisse, Analyse und Auswertung

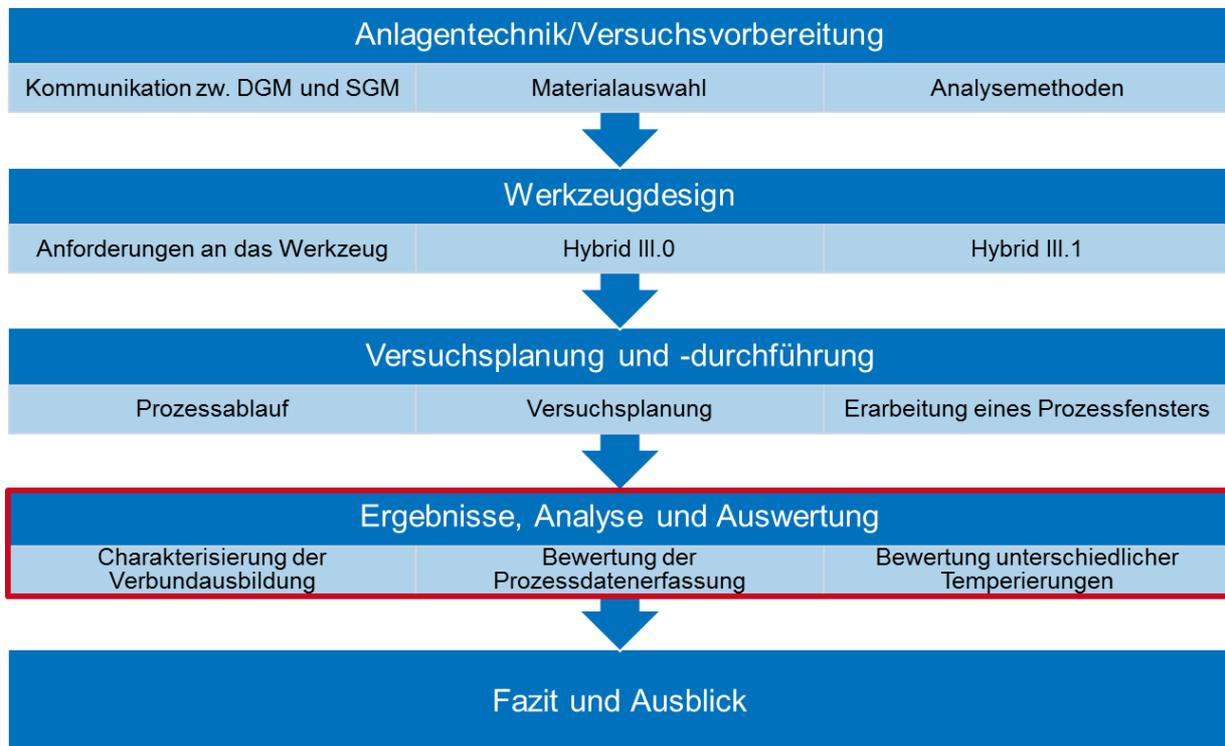


Abbildung 7-1: Flussdiagramm zur Aufgabenstellung

Nachdem in Kapitel 6 Versuchsplanung und -durchführung im Fokus standen, liegt der Schwerpunkt in diesem Kapitel gemäß Abbildung 7-1 in der Charakterisierung der Verbundausbildung sowie der Bewertung der Prozessdatenerfassung und unterschiedlicher Temperierungen.

7.1. Charakterisierung der Verbundausbildung

Zur Bewertung der Verbundausbildung werden die hergestellten Bauteile in drei Kategorien (Unterkapitel 7.1.1-7.1.3) eingeteilt. Die Einteilung erfolgt basierend auf der Tatsache, ob ein Verbund erzeugt wurde, und falls ja, ob der Verbund reproduzierbar und die Verbundfestigkeit quantifizierbar ist.

7.1.1. Kategorie 1: Keine Verbundausbildung

Diese erste Kategorie beinhaltet alle Proben, bei denen es zu keiner Verbundausbildung gekommen ist, bzw. bei denen direkt bei Beginn der Werkzeugöffnung zu sehen war, dass sich beide Komponenten voneinander gelöst hatten. Hierzu zählen 132 von 311 hergestellten Bauteilen. Folglich kann somit auch kein Verbund analysiert werden. Dennoch können zwei Zusammenhänge zwischen den Prozessparametern bzw. den Kunststoffen und einem ausbleibenden Verbund hergestellt werden.

Dies sind im Einzelnen:

- Ausbleibende Haftung bei naturbelassenem Kunststoff
- Erfordernis einer erhöhten Werkzeugtemperierung

Ausbleibende Haftung bei naturbelassenem Kunststoff:

Anders als bei der haftmodifizierten Type ist eine Verbundausbildung mit dem naturbelassenen Polyamid 6.6 GF30 (AKROMID® A3 GF 30 1 natur) nicht bzw. kaum erfolgreich. Von insgesamt 71 mit diesem Kunststoff hergestellten Proben fallen bis auf wenige Ausnahmen alle in Kategorie 1.

Die wenigen Proben mit geringfügiger Haftung wurden fast alle bereits unmittelbar bei Beginn der Werkzeugöffnung zerstört, sodass auch hier davon auszugehen ist, dass im Grunde kein Verbund vorgelegen hat. Einige wenige würden in Kategorie 2 fallen, allerdings sind auch hier die Verbundfestigkeiten derart gering, dass ein Handling der Probe kaum möglich ist, ohne dabei den Verbund zu zerstören. Hierbei sind anhand der Versuchsaufzeichnung keine Regelmäßigkeiten zu erkennen, vielmehr erscheint das Auftreten dieser minimalen „Verbunderscheinung“ willkürlich.

Nicht zuletzt können selbst bei der Parameterwahl (vgl. Unterkapitel 7.1.3), mit welcher für den haftmodifizierten Kunststoff reproduzierbare und quantifizierbare Verbunde erzielt werden, mit dem naturbelassenen Kunststoff keine Erfolge verzeichnet werden. Für eine Verbundausbildung basierend auf mechanischer Adhäsion wird der naturbelassene Kunststoff daher als ungeeignet bewertet.

Da seitens AkroPlastic die Rezepturen der beiden verwendeten Kunststofftypen nicht veröffentlicht sind, wohl aber bekannt ist, dass das AKROMID® A3 GF 30 1 natur anders als das AKROMID® A3 GF 30 7 53 schwarz (5393) nicht gesondert hinsichtlich einer Steigerung der Hafteigenschaften modifiziert ist, können an dieser Stelle nur Hypothesen geäußert werden, warum bei dem naturbelassenen Kunststoff der Verbund gänzlich ausbleibt, wohingegen beim haftmodifizierten Kunststoff bei sonst identischen Parametern Erfolge zu verzeichnen sind. Im Plasma-SealTight®-Verfahren, auf das die haftmodifizierte Type abgestimmt wurde, bewirken die organischen Anteile in der Schicht, dass das Polymer auf ebendieser haftet [133]. Damit dies möglich ist, muss jedoch auch der Kunststoff dahingehend angepasst sein. Mögliche Erklärungen für den ausbleibenden Verbund liefern sowohl die Chemisorption als auch die Polarisierungstheorie.

Nach Chakraborty et al. [137] erfordern Adhäsionskräfte reaktive funktionelle Gruppen, welche mit den Metallatomen agieren. Dies findet beispielsweise oftmals beim Einsatz von Haftvermittlern (vgl. Kapitel 3.4.1) Anwendung. Folglich kann die These aufgestellt werden, „dass die haftmodifizierte Variante über mehr oder reaktivere funktionelle Gruppen verfügt“ [25]. Ein

weiterer Erklärungsansatz für den ausbleibenden Verbund der naturbelassenen Type findet sich in der Polarisierungstheorie nach de Bruyne [102] wieder. Demnach wird von einer Erhöhung der Adhäsionskräfte in Folge steigender Dipolmomente ausgegangen. Da beim Plasma-SealTight®-Verfahren ebendiese organischen Anteile mittels der Plasmaschicht auf dem Substrat aufgebracht werden [133, 138], kann als weitere Hypothese formuliert werden, dass das Dipolmoment zwischen Substrat und haftmodifizierter Type höher ist als ebendieses zwischen Substrat und naturbelassener Type und folglich der Verbund bei der naturbelassenen Type gänzlich ausbleibt.

Erfordernis einer erhöhten Werkzeugtemperierung:

Als zweite Erkenntnis wurde durch die Versuche bestätigt, dass eine reproduzierbare Verbundausbildung, basierend auf mechanischer Adhäsion, nicht bei konventioneller isothermer Temperierung innerhalb der Herstellerempfehlungen [66] möglich ist. Von den 71 gemäß Herstellerempfehlung hergestellten Proben (haftmodifizierter Kunststoff) weisen lediglich neun einen Verbund auf, welcher Kategorie 2 (vgl. Unterkapitel 7.1.2) zuzuordnen ist. Jedoch liegt auch hier bei den wenigen Proben mit Verbund kein erkennbares Muster vor, das auf einen reproduzierbaren Zusammenhang hindeutet.

Bei den empfohlenen Vorlauftemperaturen in der Kunststoffkavität ($T_{W2}=100^{\circ}\text{C}$) kühlt die an die Kunststoffkavität grenzende Aluminiumkomponente vor dem Eintreffen der Schmelzefront ab, und zudem reduziert sich auch die Schmelztemperatur des Kunststoffes selbst, bis dieser das Aluminiumsubstrat erreicht und die Oberfläche abgeformt hat (vgl. auch Kapitel 3.5.2). Der folglich ausbleibende Verbund bei dieser geringen Werkzeugtemperierung deckt sich mit den Erkenntnissen aus dem Stand der Technik und der Literatur.

So wurde bereits bei den Untersuchungen mit Hybrid I der Zusammenhang festgestellt, dass eine zunehmende Werkzeugtemperatur mit einer Verbesserung der Haftung (Untersuchung erfolgte mit PA6GF30 natur) einhergeht. Bei einer Wahl der Temperierung, welche den Herstellervorgaben entspricht bzw. dem sehr nahekommt, bleibt der Verbund aus, wohingegen mit höherer Temperierung eine zunehmende Verbundausbildung zu erkennen ist (vgl. Kapitel 3.6.1).

Bei den Untersuchungen nach Flock [7] wurde festgestellt, dass innerhalb des untersuchten Prozessfensters (Fügetemperatur des Substrats beim thermischen Fügen von PA66GF30: $240\text{-}280^{\circ}\text{C}$) das Optimum am oberen Ende des Prozessfensters liegt. Die vorliegenden Temperaturen bei Einhaltung der Herstellerempfehlungen liegen jedoch für den Kunststoff mit maximal 100°C deutlich unterhalb dieses Prozessfensters. Demnach ist ein ausbleibender Verbund bei einer Temperierung gemäß Herstellerempfehlungen (vgl. Tabelle 6-4) nachvollziehbar.

Die Auswertung der Versuche verdeutlicht abermals das Dilemma der Kunststoffverarbeitung, dass für die präzise Abformung von Oberflächenstrukturen hohe Werkzeugtemperierungen erforderlich sind. Gleichzeitig werden ebendiese den Prozess verlängern, da die Zeit bis zum Erreichen einer ausreichenden Formbeständigkeit in Folge des geringeren Temperaturgradienten zwischen Werkzeug und Gussteil verlängert wird, sofern nicht mittels variothermer Temperierung diesem Dilemma entgegengewirkt wird.

7.1.2. Kategorie 2: Eingeschränkt bewertbare Verbundausbildung

Zu der zweiten Kategorie zählen alle Proben, auf die mindestens eine der folgenden Bedingungen zutrifft. Bei vielen Proben dieser Kategorie treffen mehrere der nachfolgenden Bedingungen zu. 164 der 311 hergestellten Bauteile fallen in diese Kategorie:

- Zerstörung oder Belastung des Verbundes bei der Entformung
- Starke Klebeneigung des Kunststoffes am Werkzeug
- Ölaustritt am Werkzeug
- Haftung nach Störung/Schwankende Zyklusdauer

Zerstörung oder Belastung des Verbundes bei der Entformung/Klebeneigung:

Nicht selten kommt es zu einer Zerstörung oder Belastung des Verbundes bei der Entformung. Ursächlich hierfür ist oftmals, dass die Kunststoffkomponente an der Kavität (feste Formhälfte) „klebt“, sodass das Hybrid-Bauteil sich beim Öffnen nicht unmittelbar von der festen Formhälfte löst. Wie im Druck- und Spritzguss üblich werden Werkzeuge üblicherweise so ausgelegt, dass das Gussteil beim Öffnen auf der beweglichen Formhälfte verbleibt, da sich dort das Auswerfersystem befindet. Das Kleben der Kunststoffkomponente auf der festen Formhälfte aufgrund zu hoher Werkzeugtemperaturen bewirkt folglich, dass der Verbund beim Öffnen des Werkzeuges entweder vorgeschädigt oder gar gänzlich zerstört wird. Als Haupteinflussgröße auf das Kleben am Werkzeug kann die Temperierung der mit dem Kunststoff in Kontakt kommenden Werkzeugbereiche identifiziert werden. Hierbei führen Werkzeugtemperaturen oberhalb von 150-155°C fast ausschließlich zu diesem Phänomen. Temperaturen unterhalb von 150°C erweisen sich in Bezug auf die Klebeneigung als unkritisch. Zu beachten ist hierbei, dass sich diese Erkenntnis ausschließlich auf den verwendeten Kunststoff AKROMID® A3 GF 30 7 S3 (haftmodifiziert) bezieht, bei dem seitens des Herstellers eine Werkzeugtemperierung von 80-100°C empfohlen wird [66].

Zur Verdeutlichung zeigt Abbildung 7-2 die Messwerte einer Probenserie (Parameter s. Versuchsreihe 4 in Kapitel 6.3.2), bei denen bei einem Teil der Proben (Probe 6 bis 10) beobachtet wurde, dass die Kunststoffkomponente beim Öffnen des Werkzeuges noch an der festen Seite geklebt hat und erst in Folge des Öffnungshubes von der festen Formhälfte vollständig abgelöst wurde (bei den Proben 1-5 wurde ein derartiges Kleben nicht protokolliert, was jedoch auch

darauf zurückzuführen sein kann, dass es nicht wahrgenommen wurde). Folglich ist von einer Vorbelastung des Verbundes auszugehen. Insgesamt spiegelt sich dies in einer hohen Streuung (Standardabweichung = 1,37 MPa, bei MW = 4,60 MPa) der ermittelten Scherzugfestigkeiten wider, wodurch die Aussagekraft der Messungen mit Vorsicht zu genießen ist.

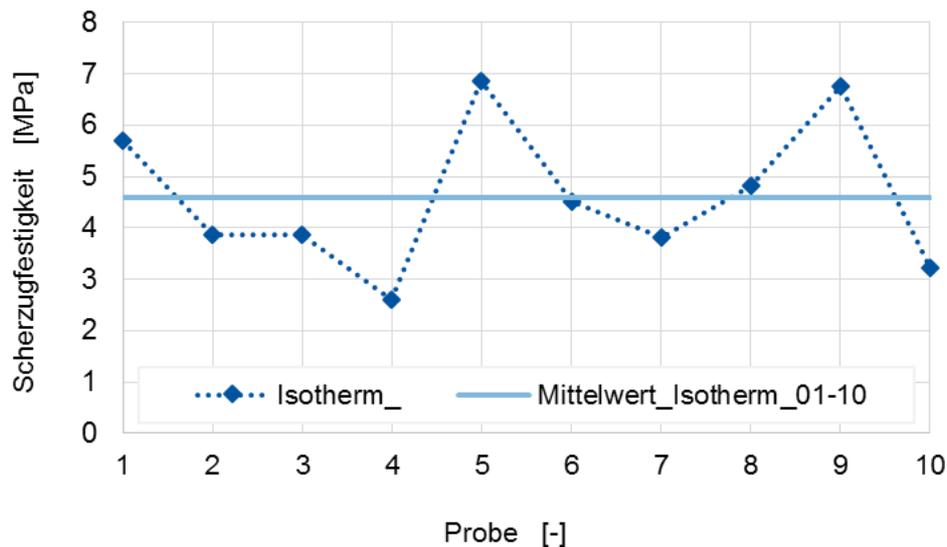


Abbildung 7-2: Scherzugfestigkeit bei isothermer Prozessführung ohne Heizkeramik (Isotherm_1-Isotherm_10)

Ölaustritt am Werkzeug:

In Versuchsreihe 5 (vgl. Unterkapitel 6.3.5) werden bei variothermer Prozessführung eingehend mit einer Kunststoffmasstemperatur von 280°C (blau) und 300°C (rot) Proben für die mechanische Prüfung hergestellt. Die Ergebnisse der Scherzugprüfungen sind Abbildung 7-3 zu entnehmen. Auffällig sind hier die vergleichsweise (vgl. mit Abbildung 7-2) geringen Scherzugfestigkeiten (<1 MPa), welche bei dem Großteil der untersuchten Proben festgestellt werden.

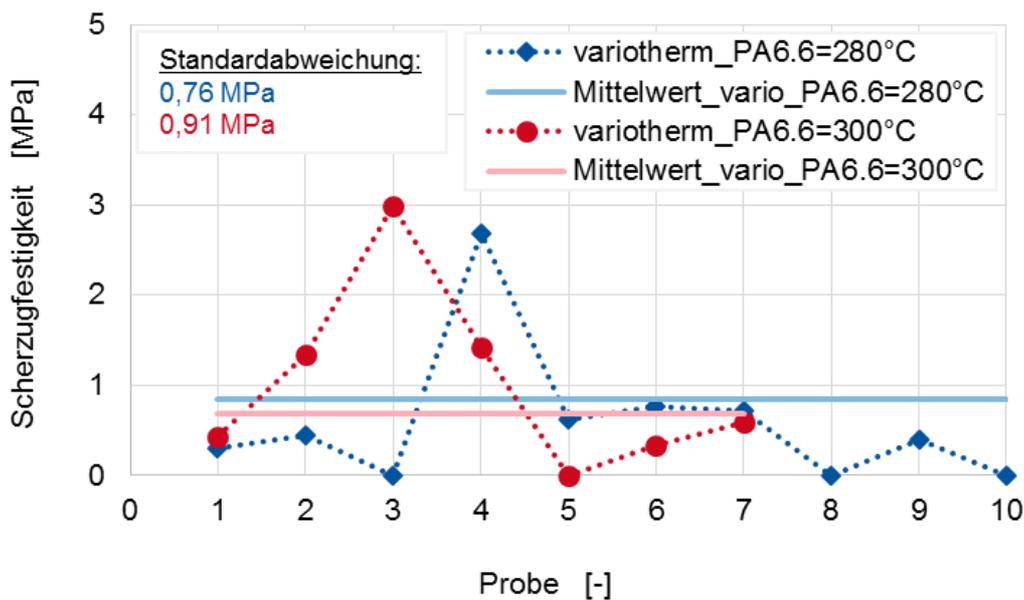


Abbildung 7-3: Scherzugfestigkeit bei variothermer Prozessführung ohne Heizkeramik

Ursächlich für die geringen Scherzugfestigkeiten ist eine Kontamination der Fügefläche mit Temperieröl. Bereits während der Versuchsdurchführung wurden Ölrückstände im Werkzeug festgestellt (s. Abbildung 7-4). Hierbei handelt es sich um den Bereich, der bei Versuchsreihe 5 variotherm temperiert wird. Da die Dichtigkeit aller Verschraubungen bei isothermer Prozessführung im Rahmen der Werkzeugenbetriebnahme (vgl. Kapitel 6.3.1) explizit geprüft wurde, ist davon auszugehen, dass Undichtigkeiten in Folge des zyklischen Temperaturwechsels an Verschraubungspunkten der Temperierkanäle entstanden sind, wodurch Temperieröl durch den Spalt zwischen Haupt- und Kavitätseinsatz in die Trennebene gelangt ist. Nicht zuletzt wurde auch an den geprüften Bauteilen selbst eine Kontamination festgestellt. Aus diesen Gründen sind auch die Scherzugfestigkeiten dieser Versuchsreihe nur bedingt aussagekräftig.

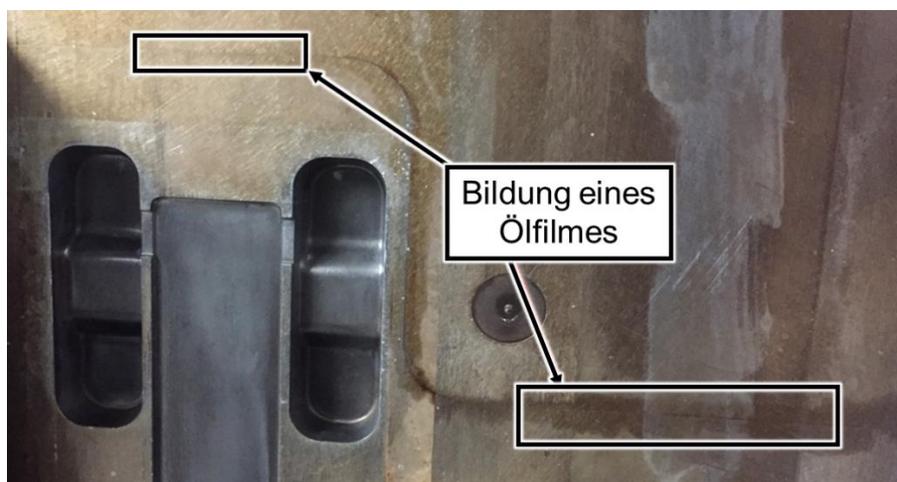


Abbildung 7-4: Ölfilmbildung bei variothermer Prozessführung (feste Formhälfte; Bild verändert nach [25])

Haftung nach Störung/Schwankende Zyklusdauer:

Während der Versuchsdurchführung ist es immer wieder zu kurzen Störungen und Unterbrechungen gekommen. Einhergehend mit der Ablaufroutine der Vakuum-Dosiereinheit (vgl. Kapitel 4.2.3) kann dies mitunter zu erheblichen Verzögerungen im Prozessablauf führen. An dieser Stelle sei nochmals auf die Wärmebilanz (Abbildung 3-14) einer Druckgussform und deren Sensibilität gegenüber Abweichungen vom quasistationären Betrieb hingewiesen.

Dieser zunächst wenig erwähnenswert wirkende Aspekt hat jedoch im Rahmen der Versuchsdurchführung durchaus zu einem Erkenntnisgewinn beigetragen, da es nach Störungen vereinzelt zu Verbundausbildungen gekommen ist, welche auffällig hohe Festigkeiten aufgewiesen haben. Exemplarisch seien hierzu zwei Bruchbilder gezeigt (Abbildung 7-5), welche sich in Folge einer Störung sowie der daraus resultierend wesentlich verlängerten Zyklusdauer ergeben haben. Allerdings kann aus diesen wenigen Prozessdaten keine Systematik abgeleitet werden, sodass eine quantifizierende Scherzugprüfung nicht möglich ist.

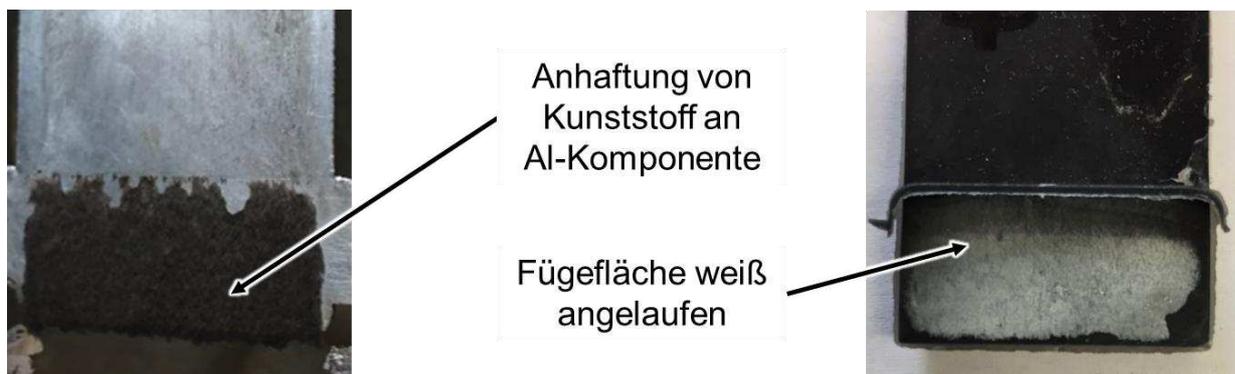


Abbildung 7-5: Bruchbild zweier Proben jeweils nach einer Störung (links: Weiße Anlauf- fläche ; rechts: Kunststoffanhaftung an Al-Komponente)

In der Abbildung 7-5 (links) sind fast vollflächig Kunststoffanhaftungen auf der Aluminiumkomponente zu erkennen. Bei dieser Probe wurde der Zyklus in Folge einer Störung abgebrochen und die Probe frühzeitig entformt. Ein derartiger Mischbruch mit >90% Kohäsionsbruchanteil konnte nur einmal nachgewiesen werden.

Ein weiteres im Zusammenhang mit Störungen mehrfach aufgetretenes Bruchbild ist in Abbildung 7-5 (rechts) dargestellt. Auch hier war ein nicht unwesentlicher Kraftaufwand erforderlich, um den Verbund zu zerstören. Wie auf der Abbildung zu erkennen, ist die Fügefläche weiß verfärbt. Hierbei bestand anfangs der Verdacht, dass möglicherweise Aluminiumrückstände auf dem verfärbten Bereich der Kunststoffkomponente verblieben sind. Zur genaueren Analyse hierzu wurden mittels Rasterelektronenmikroskopie EDX-Messungen (Beschleunigungsspannung 20 kV) durchgeführt. Die Untersuchungen konnten jedoch den Anfangsverdacht nicht bestätigen. Vielmehr haben die Messungen ergeben, dass sowohl im verfärbten, als auch im unverfärbten Bereich, 0,1-0,3 Gew.-% Aluminium vorhanden sind und die Verfärbung folglich kein

Indikator für die Anhaftung von Aluminium ist. Da, wie bereits erwähnt, keine detaillierten Informationen zur Zusammensetzung des Kunststoffes vorhanden sind, kann an dieser Stelle nur die Vermutung geäußert werden, dass es sich möglicherweise um eine thermische Überbeanspruchung eines Zusatzstoffes in dem Kunststoff und eine daraus resultierende Verfärbung handelt.

7.1.3. Kategorie 3: Quantifizier- und reproduzierbare Verbundausbildung

Den Anforderungen eines sowohl quantifizierbaren als auch reproduzierbaren Verbundes werden ausschließlich die zuletzt hergestellten Proben mittels isothermer Prozessführung gerecht. Anders als bei den Ergebnissen aus Unterkapitel 7.1.2 sind diese nicht von Störgrößen im Prozess bzw. Schwankungen bei der mechanischen Werkstoffprüfung überlagert. Eine Serie aus 15 Proben mit den Prozessparametern nach Tabelle 6-8 wird im Folgenden genauer betrachtet und anhand der Literatur eingeordnet.

Mechanische Prüfung mittels Scherzugversuch:

Die Messergebnisse aus der mechanischen Prüfung sind in Abbildung 7-6 dargestellt. Die Berechnung von Mittelwert (3,9 MPa) und Standardabweichung (0,24 MPa) basiert auf den Messwerten der Proben 12-23. Proben 24 und 25 wurden bei der Probenpräparation beschädigt, sodass die Ergebnisse nicht repräsentativ sind. Bei Probe 11 ist davon auszugehen, dass der Prozess noch nicht vollständig eingefahren ist. Das Bruchbild aller Proben ist rein adhäsiv, d.h. die Bruchfläche entspricht der Fügefläche.

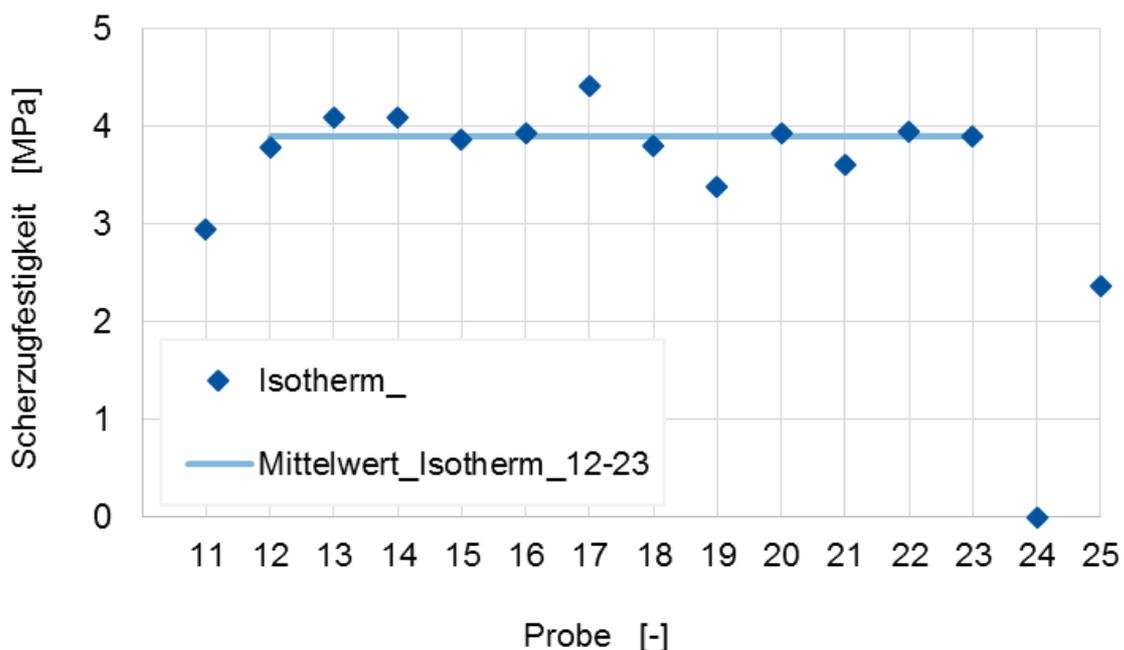


Abbildung 7-6: Scherzugfestigkeit bei isothermer Prozessführung (Proben Isotherm_11-Isotherm_25)

Einordnung der Ergebnisse:

Im Folgenden werden die Ergebnisse gegenüber dem aus der Literatur bekannten Stand der Technik eingeordnet. Es kann zunächst festgehalten werden, dass eine mittlere Scherzugfestigkeit von 3,9 MPa einhergehend mit einer Standardabweichung von 0,24 MPa eine gute Reproduzierbarkeit darstellt.

Vergleichend mit dem thermischen Fügen von PA6.6GF30 auf unbehandeltem Aluminiumblech können im Mehrkomponenten-Druckgießen mittels isothermer Temperierung bereits höhere Scherzugfestigkeiten erzielt werden. Nach Flock [7] wird die Scherzugfestigkeit bei einer Füge-temperatur von 240-280°C von PA6.6GF30 auf Aluminium-Substrat untersucht mit dem Ergebnis, dass bei der höchsten Füge-temperatur von 280°C lediglich eine Scherzugfestigkeit von ca. 1,8 MPa erreicht wird, einhergehend mit wesentlich höheren Standardabweichungen als bei den Versuchen im Mehrkomponenten-Druckgießen. Bei Füge-temperaturen von 240°C bleibt der Verbund gänzlich aus. Höhere Scherzugfestigkeiten beim thermischen Fügen können jedoch durch vorherige Oberflächenvorbehandlung durch Sandstrahlen erreicht werden. Nach Flock ist bei einer Füge-temperatur von 280°C eine mittlere Scherzugfestigkeit von ca. 7,5 MPa zu erreichen, jedoch auch hier mit einer ausgesprochen hohen Streuung. [7]

Die Festigkeiten, welche im Plasma-SealTight®-Verfahren erreicht werden, für das der verwendete Kunststoff AKROMID® A3 GF 30 7 S3 entwickelt wurde, können im M-HPDC bislang nicht erzielt werden. Im Plasma-SealTight®-Verfahren (Plasmatreat/AKRO-Plastic) werden mit PA6.6GF30 auf AL 6061 Scherzugfestigkeiten von bis zu 24,2 MPa erreicht. Dies liegt deutlich oberhalb der am Gießerei-Institut erzielten Scherzugfestigkeiten, ist allerdings aufgrund der zusätzlichen Plasmabehandlung auch nur bedingt vergleichbar, da beim Plasma-SealTight®-Verfahren funktionelle Gruppen in Form von organischen Anteilen auf dem Substrat aufgetragen werden, wodurch die Haftung des dafür eigens modifizierten Kunststoffes erheblich verbessert wird. Gemäß den Ausführungen aus Unterkapitel 7.1.1 werden sowohl Chemisorption als auch die Polarisierungstheorie als die hier zugrunde liegenden Theorien postuliert. Tiefergehende Informationen hinsichtlich der Modifikationen sind jedoch noch nicht veröffentlicht, sodass dies nicht abschließend verifiziert werden kann. Über die Streuung der Messwerte aus den mittels Plasma-SealTight® erzeugten Proben liegen keine Informationen vor.

In der Arbeit von Stoyanov [122] mit dem Versuchswerkzeug Hybrid II werden Scherzugfestigkeiten von 5,9 MPa erreicht. Diese Festigkeiten werden bei einer Vorlauf-temperatur von 180°C (Kunststoffbereich der Überlappzone) sowie 210°C (Metallbereich der Überlappzone) erzielt. Wie bereits in Kapitel 3.6.2 zusammengefasst liegen hier jedoch, in Ermangelung an kavitätsnahen Temperaturmessungen, keine Informationen über die tatsächliche Werkzeugtemperatur in der Fügezone vor. Weiterhin ist zu berücksichtigen, dass Stoyanov seine Untersuchun-

gen mit PA6GF30 (Schmelzpunkt ca. 220°C) durchgeführt hat, wohingegen die Hybrid III-Untersuchungen mit PA6.6GF30 (Schmelzpunkt ca. 260°C) durchgeführt wurden. Demnach ist die Temperaturdifferenz (Werkzeug vs. Schmelzpunkt des verwendeten Kunststoffes) bei Stoyanov mutmaßlich deutlich geringer als bei den Untersuchungen mit Hybrid III (Messpunkte RÖ3_a: 215°C; TW2_a: 147°C) (vgl. Tabelle 6-3), wonach bei Stoyanov im Vergleich eine bessere Abformung und Benetzung des Substrates zu erwarten ist. Nicht zuletzt wird bei Stoyanov eine AlZn10Si8Mg-Legierung (Unifont®-94, Aluminium Rheinfelden GmbH, Rheinfelden) verwendet, welche im Vergleich zur hiesig verwendeten AlSi9MnMoZr-Legierung (Castasil®-37) eine geringere Oberflächengüte aufweist. An dieser Stelle sei nochmals darauf hingewiesen, dass eine geringe Oberflächengüte zwar vorteilhaft für die Anbindung ist (vgl. „Druckknopfeffekt“ in Kapitel 3.4.1), gleichzeitig aber die Aussagekraft hinsichtlich des Temperatureinflusses auf die Verbundfestigkeit defektfreier Oberflächen mindert.

Abschließend kann zusammengefasst werden, dass ein Vergleich der erzielten Ergebnisse mit der Literatur nur eingeschränkt möglich ist, da die Rahmenbedingungen der Versuche sehr unterschiedlich sind und darüber hinaus mitunter Informationen, welche für einen unmittelbaren Vergleich erforderlich wären, nicht zugänglich sind. Gleichzeitig zeigt die Literatur aber auch, dass durchaus noch deutlich höhere Festigkeiten für Metall-Kunststoff-Verbunde erzielt werden können, wenn entsprechende Modifikationen am Prozess vorgenommen werden, sodass für das M-HPDC noch deutliches Steigerungspotential vorhanden ist.

7.2. Bewertung der unterschiedlichen Temperierungen

In diesem Kapitel werden die Erkenntnisse aus der Versuchsdurchführung einhergehend mit der Charakterisierung der Verbundausbildung in eine Gesamtbewertung der Temperierung (isotherm und variotherm ohne Heizkeramik) transferiert. Wie in Kapitel 7.1.1 bereits ausgeführt, ist eine Verbundausbildung mittels der naturbelassenen Kunststofftype nicht erfolgreich, wohl aber mit der haftmodifizierten Type AKROMID® A3 GF 30 7 53 schwarz (5393). Die folgenden Bewertungen basieren daher auf den Erkenntnissen, die mit dem haftmodifizierten Kunststoff ermittelt wurden.

7.2.1. Isotherme Temperierung

Zum derzeitigen Stand lassen sich im Mehrkomponenten-Druckgießen mittels isothermer Prozessführung die höchsten reproduzierbaren Verbundfestigkeiten erzielen. Erreicht werden reproduzierbare mittlere Scherzugfestigkeiten von 3,9 MPa einhergehend mit einer Standardabweichung von 0,24 MPa. Auch wenn die Scherzugfähigkeiten noch ausbaufähig sind, zeigt die geringe Standardabweichung eine gute Reproduzierbarkeit, was zum gegenwärtigen Zeitpunkt

ein hoher Erkenntnisgewinn ist, da für das Mehrkomponenten-Druckgießen bislang quantifizier- und gleichzeitig vergleichbare Kennzahlen hinsichtlich der erreichbaren Verbundfestigkeiten fehlten.

Auch wenn bei isothermer Prozessführung bislang die höchsten Verbundfestigkeiten erreicht werden, muss hervorgehoben werden, dass es sich bei einer isothermen Prozessführung stets um einen Kompromiss zwischen der optimalen Füge- und Entformungstemperatur handelt. Es ist daher davon auszugehen, dass die erreichbaren Scherzugfestigkeiten durch Anpassung des Prozesses hin zu einer variothermen Prozessführung mit sehr hoher Wahrscheinlichkeit noch deutlich zu steigern sind. Füge- und Entformtemperaturen im Bereich der Verarbeitungstemperatur des Kunststoffes können mittels isothermer Prozessführung nicht erreicht werden, da eine sichere und formstabile Entformung ohne anschließende Absenkung der Werkzeugtemperatur physikalisch unmöglich ist.

Abschließend werden die erzielten Scherzugfestigkeiten von 3,9 MPa als Fortschritt gewertet. Es besteht jedoch ein hohes Steigerungspotential bei Anpassung der Prozessführung hin zur Variothermie.

7.2.2. Variotherme Temperierung ohne Heizkeramik

Eine variotherme Prozessführung ohne Heizkeramik ist im Spritzguss auf unterschiedliche Arten möglich (vgl. Kapitel 3.5.2) und bietet eine Lösung für das Dilemma, einerseits hohe Temperaturen bei der Formfüllung zu erzielen und andererseits die Wärme im Anschluss (schnell) abführen zu können, sodass das Gussstück entformt werden kann. Die Vorteile der Variothermie können jedoch nur dann zum Tragen kommen, wenn hierfür die technischen und konstruktiven Voraussetzungen gegeben sind. Zu den technischen/konstruktiven Voraussetzungen bei einer rein fluidbasierten Variothermie zählen insbesondere:

- kavitätsnahe Temperierung
- geringe dynamisch zu temperierende Masse
- kurze Temperierleitungen
- hohe Temperierleistung

An dieser Stelle sei darauf hingewiesen, dass der Werkzeugeinsatz Hybrid III.0 primär für die variotherme Prozessführung mit Heizkeramik ausgelegt wurde. Die Temperierkanäle liegen daher nicht so nah an der Kavität, wie es ohne Heizkeramik möglich wäre. Hierdurch erhöht sich unmittelbar die dynamisch zu temperierende Masse. Nicht zuletzt kommt bei dem am Gießerei-Institut vorhandenen variothermen Temperiergerät Öl als Wärmeträgermedium zum Einsatz, das gegenüber Wasser schlechtere thermische Eigenschaften hat.

Insgesamt zeigen die Ergebnisse deutlich, dass der Variothermie ohne Heizkeramik ein hohes Potential hinsichtlich der Steigerung der Verbundfestigkeit im Mehrkomponenten-Druckgießen

zugesprochen werden kann. Mit Hybrid III.1 wurde ein Werkzeugeinsatz konzeptionell realisiert, welcher explizit auf eine rein fluidbasierte Variothermie ausgelegt ist.

Zusammenfassend kann festgehalten werden, dass der Kavitätseinsatz Hybrid III.0 für eine rein fluidbasierte variotherme Prozessführung nicht optimal geeignet ist. Dahingegen wurde Hybrid III.1 explizit auf eine rein fluidbasierte Variothermie ausgelegt, sodass dieser Einsatz hohes Potential zur Steigerung der Verbundfestigkeit bietet.

7.3. Vorstellung des konzipierten Werkzeugeinsatz Hybrid III.1

In Abbildung 7-7 und Abbildung 7-8 sind unterschiedliche Ansichten des finalen Designs von Hybrid III.1 dargestellt. Zu erkennen ist, dass der „kalte“ Temperierkanal mit einem Abstand von nur 3 mm sehr kavitätsnah eingebracht ist. Die fünf runden Kanäle bieten einen guten Kompromiss aus Abstand zur Kavität, hohem Oberflächen/Volumen-Verhältnis, gleichmäßiger Verteilung und hohem HTC. Die Zu- und Abläufe des „kalten“ Kanals sowie der vollständige „heiße“ Kanal sind mit einem „eiförmigen“ Querschnitt ausgeführt (vgl. Abbildung 7-8), da ein kreisrunder Querschnitt aufgrund der additiven Fertigung in dieser Aufbaurichtung nur bis ca. $d=6-8$ mm ohne die Integration von Stützen möglich ist. Letztere könnten allerdings im Nachgang nicht mehr entfernt werden, sodass ein „eiförmiger“ Kanalquerschnitt Mittel der Wahl ist. Weiterhin sind soweit möglich alle Umlenkungen ohne scharfe Kanten ausgelegt, sodass Totwassergebiete und Druckverluste minimiert werden.

Nicht zuletzt werden die verfahrensspezifischen Vorteile der additiven Fertigung für die Vorbereitung von Temperaturmessstellen sehr umfangreich genutzt. Es verursacht bei der additiven Fertigung keine Mehrkosten, bereits bei der Auslegung eine Vielzahl möglicher Messstellen in Form von „eingedruckten“ Führungslöchern vorzusehen, dies bringt aber einige Vorteile mit sich, da im Nachgang mit einem sehr geringen Risiko Bohrungen zur Integration von Thermoelemente eingebracht werden können. Ohne Führungslöcher ist die Integration von Thermoelementen innerhalb der filigranen Stützstruktur zwischen den Kanälen kaum möglich, da das Durchmesser/Tiefen-Verhältnis der Bohrungen ausgesprochen ungünstig ist. Zudem wäre sonst ein Verlaufen des Bohrers bzw. beim Senkerodieren der Elektrode wahrscheinlich, sodass schlimmstenfalls ein Temperierkanal getroffen wird. Gleichzeitig wäre ein Abbrechen des Bohrers ebenfalls nicht unwahrscheinlich. Zusätzlich werden einige „Testlöcher“ integriert, sodass zunächst an unkritischen Stellen geeignete Bearbeitungsparameter für das Aufbohren ermittelt werden können.

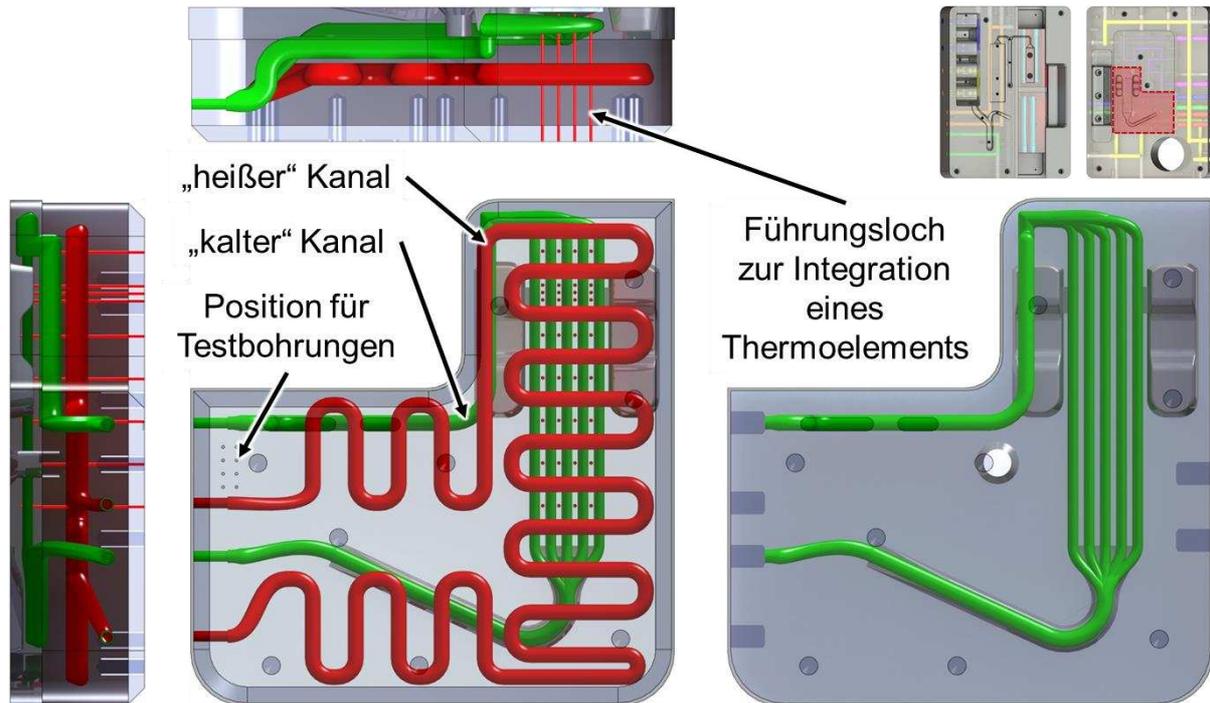


Abbildung 7-7: Finale Geometrie der Temperierkanäle von Hybrid III.1

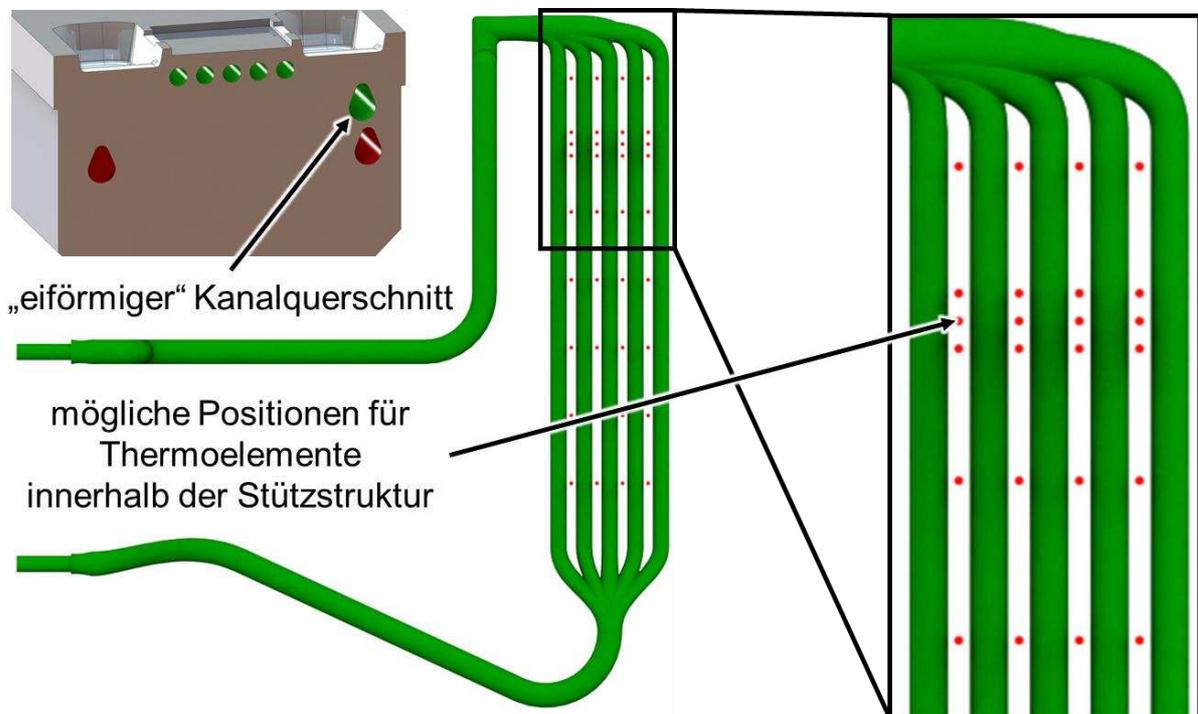


Abbildung 7-8: Detailansicht der finalen Temperierkanalgeometrie von Hybrid III.1

Da die Oberflächenqualität additiv gefertigter Werkzeugeinsätze derzeit noch deutlich unter der Güte spanend/erodierend gefertigter Einsätze liegt, wird der Einsatz vollständig mit einem

Aufmaß von 2/10 mm belegt. Dieses Aufmaß wird anschließend mechanisch entfernt, sodass der Kavitätseinsatz genau in den Haupteinsatz eingepasst und eine Oberflächengüte der Kavität erzielt wird, die mit einem konventionell gefertigten Einsatz vergleichbar ist. Außerdem müssen die Temperieranschlüsse auf Endmaß aufgebohrt werden, da diese aus den bereits beschriebenen Gründen nur mit einem kleineren Durchmesser (hier: 4 mm) gedruckt werden. Abbildung 7-9 zeigt den gedruckten aber noch nicht nachbearbeiteten Kavitätseinsatz Hybrid III.1. Der Kavitätseinsatz befindet sich noch auf der Druckplatte, und auch die seitliche Stützstruktur ist noch vorhanden, sodass die Zu- und Abläufe der Temperierung nicht sichtbar sind. Der Einbau und Test dieses Werkzeugeinsatzes konnte allerdings im Rahmen der Promotion nicht mehr durchgeführt werden und wird erst zu einem wesentlich späteren Zeitpunkt realisiert.

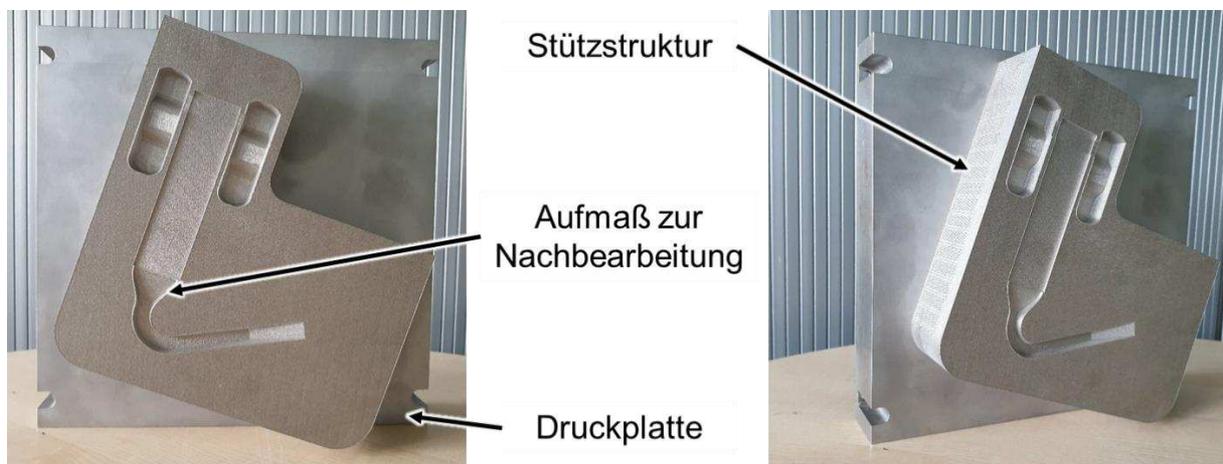


Abbildung 7-9: Kavitätseinsatz Hybrid III.1 auf der noch zu entfernenden Druckplatte zwischen additiver Fertigung und mechanischer Nachbearbeitung

7.3.1. Fazit Hybrid III.1

Mittels der Fertigung generativer Werkzeugeinsätze werden konturnahe Temperierungen möglich, die mit konventionellen Fertigungsverfahren nicht herstellbar gewesen wären. Die „warme“ Grundtemperierung ermöglicht hohe Fügetemperaturen, wohingegen durch die sehr kavitätsnahe Anordnung des „kalten“ Temperierkanals die variotherm zu temperierende Masse minimiert wird, sodass eine schnelle Wärmeabfuhr aus der Kavität und somit aus dem Hybridbauteil zu erwarten ist. In dem Werkzeugeinsatz Hybrid III.1 fließen somit die Erkenntnisse aller bisherigen am Gießerei-Institut durchgeführten Untersuchungen zusammen, sodass dieser die Grundlage für weitere Untersuchungen im Rahmen des Mehrkomponenten-Druckgießens bildet.

8. Fazit und Ausblick

Abschließend kann festgehalten werden, dass eine reproduzierbare Herstellung von normiert prüfbar Hybridbauteilen mit dem Aufbau des Werkzeugs Hybrid III für den Mehrkomponenten-Druckguss möglich ist. Mittels isothermer Prozessführung und dem Kavitätseinsatz Hybrid III.0 können erstmalig im Mehrkomponenten-Druckgießen reproduzierbar Proben hergestellt werden, welche bei der mechanischen Prüfung eine mittlere Scherzugfestigkeit von 3,9 MPa einhergehend mit einer sehr geringen Standardabweichung (0,24 MPa) und daher einer sehr guten Wiederholgenauigkeit aufweisen. Gleichwohl bleibt festzuhalten, dass hinsichtlich der Höhe der erreichbaren Festigkeiten noch deutliches Steigerungspotential besteht.

Die maximale und mittels Isothermie realisierbare Werkzeugtemperatur im Bereich der Fügezone (metallseitig ca. 205°C, kunststoffseitig ca. 150°C) liegt deutlich unter der Verarbeitungstemperatur des verwendeten Kunststoffes. Der limitierende Faktor hin zu höheren Fügetemperaturen ist jedoch die fehlende Entformbarkeit des Kunststoffes bei höheren Temperaturen, sodass das Temperaturniveau bei isothermer Prozessführung nicht weiter angehoben werden kann, gleichzeitig aber an diesem Betriebspunkt die besten Festigkeiten erzielt werden. Grundsätzlich bleibt daher die anfängliche Hypothese erhalten, dass die Verbundfestigkeit durch Erhöhung der Werkzeugtemperatur während des Fügeprozesses gesteigert werden kann.

Eine variotherme Prozessführung hingegen ermöglicht es, bei vergleichbaren thermischen Entformungsbedingungen die Fügetemperatur zu erhöhen. Die Untersuchungen haben gezeigt, dass Heizkeramiken für den Einsatz unter Druckgussbedingungen derart gekapselt werden müssen, dass die Feuchtigkeit aus dem Sprühprozess nicht dorthin gelangen kann. Andererseits ist eine rein fluidbasierte Variothermie mit dem Kavitätseinsatz Hybrid III.0 aufgrund der hohen dynamisch zu temperierenden Masse erwartungsgemäß nur eingeschränkt zielführend, weswegen bereits zu diesem Zeitpunkt mit der Entwicklung von Hybrid III.1 begonnen wurde.

Der Kavitätseinsatz Hybrid III.1 vereint die gesammelten Erkenntnisse, bei dem hohe Fügetemperaturen ohne elektrische Heizkomponenten im Werkzeug realisiert werden können. Gleichzeitig wird durch einen sehr kavitätsnahen und zyklisch anzusteuern den „kalten“ Temperierkanal die dynamisch zu temperierende Masse derart gesenkt, dass die Prozesswärme kurzfristig für die Entformung abgeführt werden kann. Die Simulationen (Kapitel 6.4) mit Hybrid III.1 geben Anlass zur Vermutung, dass über diesen additiv gefertigten Einsatz zukünftig genau diese Dynamik erzielt werden kann und somit höhere Verbundfestigkeiten prozesssicher realisiert werden können.

9. Abkürzungsverzeichnis

AJ62.....	Magnesiumlegierung mit 6% Al und 2% Sr
Allg.....	Allgemein
ALS.....	Arburg Leitrechnersystem
ASTM	American Society for Testing and Materials
AVDF.....	Al. Vakuum Dosing Furnance (engl. F. Al. Vakuum-Dosierofen)
BFH.....	bewegliche Formhälfte
BMW	Bayerische Motoren Werke
CAD.....	Computer Aided Design
DAP.....	Digital Additive Production
DG	Druckguss
DGM	Druckgießmaschine
DIN.....	Deutsches Institut für Normung
EDS	elektrische Doppelschicht
EDX.....	Energiedispersive Röntgenspektroskopie
F	Guszustand
FFH	feste Formhälfte
FIT.....	Fluidinjektionstechnik
Gew. %.....	Gewichtsprozent
GJL.....	Gusseisen mit Lamellengraphit
HDH.....	Hydroformed Hybrid (engl. F. wassergeformter Hybrid)
HKG	Heiz-Kühl-Gerät
HPDC.....	High Pressure Die Casting (engl. F. Druckguss)
HTC.....	Heat Transfer Coefficient (engl. F. Wärmeübergangskoeffizient)
IKV	Institut für Kunststoffverarbeitung an der RWTH Aachen
IMA	In Mold Assembly
IMKS.....	Integriertes Metall Kunststoff Spritzgießen

KS	Bereich im Werkzeug: Kunststoffseite
LDPE	Low Density Polyethylen
M2M	Maschine zu Maschine
M-HPDC	Multicomponent High Pressure Die Casting
MP	Messpunkt
MS	Bereich im Werkzeug: Metallseite
MW	Mittelwert
OPC UA.....	Open Platform Communications Unified Architecture
PA.....	Polyamid
PA6.6GF30	Polyamid 6.6 mit 30% Glasfaseranteil
PA6GF30	Polyamid 6 mit 30% Glasfaseranteil
PMA.....	Post Mold Assembly
Q.....	Aktivierungsenergie
REM.....	Rasterelektronenmikroskopie
R _m	Zugfestigkeit
R _{p0,2}	Dehngrenze
SG	Spritzguss
SGM	Spritzgießmaschine
SLM.....	Selective Lase Melting (engl. F. Selektives Laserschmelzen)
TE.....	Thermoelement
TPE	thermoplastisches Elastomer
TSN	Time Sensitive Networking
VCC	Vacuum Ceramic Container (engl. F. Vakuum-Keramikbehälter)
VDU	Vacuum Dosing Unit (engl. F. Vakuum Dosiereinheit)
WBH.....	Wärmebehandlung

10. Literaturverzeichnis

1. Johannaber, F. and W. Michaeli, *Handbuch Spritzgießen*. Vol. 2. 2004, München: Hanser Verlag. 1325.
2. Schmidt, F., *Einsatz variothermer Temperiersysteme im Aluminiumdruckguss*, in *Gießerei-Institut*. 2019, RWTH Aachen University: Aachen.
3. Op de Laak, M., et al., *Kunststoff-Metall-Hybride*. KU Kunststoffe, 2001. **91**(9): p. 4.
4. Ehrenstein, G.W. and G. Zhao, *Kunststoff-Metall-Hybridtechnik*. Zeitschrift für Wirtschaftlichen Fabrikbetrieb, 2001. **96**(3/2001): p. 6.
5. Fuchs, M., *Vorteile von hybriden Druckguss-Spritzguss-Komponenten*, W. AG, Editor. N.N.
6. Vollrath, K., *Structural - mehr Ressourceneffizienz beim Automobil*. Giesserei. **99**: p. 60-62.
7. Flock, D., *Wärmeleitungsfügen hybrider Kunststoff-Metall-Verbindungen*, in *Fakultät für Maschinenwesen*. 2011, RWTH Aachen.
8. Stitz, S. and W. Keller, *Spritzgießtechnik Verarbeitung - Maschine - Peripherie* 2. Auflage ed. 2004: Hanser Verlag. 468.
9. Goldbach, H. and J. Hoffner, *Hybridbauteil in der Serienfertigung*. Kunststoffe, 1997. **87**(9): p. 1113-1138.
10. Ehrenstein, G.W., et al., *Werkstoff- und prozessoptimierte Herstellung flächiger Kunststoff-Kunststoff und Kunststoff-Metall-Verbundbauteile*, in "Robuste, verkürzte Prozessketten für flächige Leichtbauteile" *Tagungsband zum Berichts- und Industriekolloquium des SFB396*, M. Geiger, Editor. 2003: Bamberg: Meisenbach.
11. Ehrenstein, G.W., *Handbuch Kunststoff-Verbindungstechnik*. 2004: Hanser Fachbuchverlag.
12. N.N, *Outsert-Technik eine Fortschrittliche Methode wirtschaftlicher Spritzgießmontage*. Kunststoffe, 1978. **68**(7).
13. Bucher, J., *Precision Insert Molding*. Plastic Design Forum, 1989: p. 55-56.
14. Rothe, J., *Sonderverfahren des Spritzgießens*. Kunststoffe, 1997. **87**(11): p. 1564-1582.
15. Michaeli, W. and W.-M. Hoffmann, *Hybride Verbindungen: Thermische Fügeverfahren*. Kunststoffe, 2009. **99**(6): p. 50-53.
16. Schmidt, J. and H. Häffner, *Datenschutz durch Hinterspritzen*. Kunststoffe, 2007. **97**(10): p. 201-204.
17. Michaeli, W. and C. Lettowsky, *Sonderverfahren des Spritzgießens*, in *Medizintechnik: Life Science Engineering*, E. Wintermantel and S.-W. Ha, Editors. 2009, Springer Berlin Heidelberg: Berlin, Heidelberg. p. 597-639.

18. Risthaus, M., *Eine dauerhafte Verbindung*. Kunststoffe, 2010(3/2010): p. 4.
19. Ehrig, F., et al. *Cool Touch, Dekorative Bauteile durch das Hinterspritzen von Metallfolien*. in *Spritzgießen 2007*. 2007. Düsseldorf: VDI-Verlag.
20. Ehrig, F. and H.-R. Wey, *In der Simulation vereint*. Kunststoffe, 2010. **100**(3): p. 33-36.
21. Michaeli, W., R. Maesing, and H. Reinartz. *In-mould lamination of metal sheets with integrated forming for metal decorated parts*. in *68th Annual Technical Conference of the Society of Plastics Engineers*. 2010. Orlando, Florida.
22. Schettler, F., *Montagetechnologien im Leichtbau*. Kunststoffe, 03/2013.
23. Siebenpfeiffer, W., *Leichtbau-Technologien im Automobilbau*. 1 ed. ATZ/MTZ-Fachbuch. 2014: Springer Vieweg.
24. Reincke, T., et al., *8.1 Kleben von Faserverbundwerkstoffen - Beispiele aus dem Flugzeug- und Automobilbau*. Kunststoffe erfolgreich kleben: Grundlagen, Klebstofftechnologien, Best-Practice-Beispiele, 2017: p. 234.
25. Bulinger, A., *Optimierung der Werkzeug-Temperierung zur Steigerung der Verbundfestigkeit im kombinierten Druck- und Spritzguss*. 2018, RWTH Aachen: Aachen.
26. Amancio-Filho, S.T. and J.F. dos Santos, *Joining of Polymers and Polymer-Metal Hybrid Structures: Recent Developments and Trends*. POLYMER ENGINEERING AND SCIENCE, 2009. **49**(8): p. 1461-1476.
27. Habe nicht, G., *Kleben - Grundlagen, Technologie, Anwendungen*. 6 ed. VDI-Buch. 2009, Berlin, Heidelberg: Springer-Verlag Berlin Heidelberg. XXXII, 1104.
28. Potente, H., *Fügen von Kunststoffen*. 2004, München: Carl Hanser Verlag.
29. Andoh, N. and K. Osumi, *Dauerhafter Verbund zwischen Aluminium und Kunststoff*. Kunststoffe, 2005(9/2005): p. 6.
30. Flock, D., et al., *Starke Verbindung ungleicher Partner*. Kunststoffe, 2010. **100**(11): p. 60-63.
31. Amancio-Filho, S.T. and J.F. Dos Santos, *Entwicklung des Reibnietens als neues Fügeverfahren für Kunststoff und Leichtbaulegierungen*. Materialwissenschaften und Werkstofftechnik, 2008. **39**(11): p. 799-805.
32. Ehrenstein, G.W., *Mit Kunststoffen konstruieren – Eine Einführung*. 2007, Hanser Verlag: München, Wien. p. 320.
33. Erhard, G., *Konstruieren mit Kunststoffen*. 4. Auflage ed. 2008, München, Wien: Hanser Verlag.
34. Haberstroh, E., *Vorlesungsumdruck Konstruieren mit Kunststoffen*, R.A. University, Editor. 2012: Aachen.
35. Tome, A., *Vorspannkraftrelaxation von Kunststoff-Direktverschraubungen*, in *Lehrstuhl für Kunststofftechnik (LKT)*. 2000, Universität Erlangen-Nürnberg.
36. Delpy, U., et al., *Schnappverbindungen aus Kunststoff*. Kontakt & Studium. 1989, Ehningen: Expert. 182.

37. Kunz, J. and M. Studer, *Die Kerbwirkung bei der Anbindung von Schnapphaken*. Kunststoffe, 2007. **97**(7): p. 46–51.
38. Hahn, O. and U. Klemens, *Fügen durch Umformen, Nieten und Durchsetzfügen- Innovative Verbindungsverfahren für die Praxis*. 1996: Studiengesellschaft Stahlanwendung.
39. Ahlers-Hestermann, G., *Neue Entwicklungen und Anwendungen in der mechanischen Fügechnik*. Fügetechnologien im Automobilbau, 2004.
40. Brockmann, W., L. Dorn, and H. Käufer, *Kleben von Kunststoffen mit Metall*. 1989, Berlin: Springer Verlag. 237.
41. Korn, M., et al., *Styrene-7, 8-oxide in blood of workers exposed to styrene*. Archives of toxicology, 1994. **68**(8): p. 524-527.
42. Wirts, M., *Emission von Isocyanaten bei der Verarbeitung von Polyurethanklebstoffen*, in *Gemeinsamen Naturwissenschaftlichen Fakultät*. 2000, TU Braunschweig: Braunschweig. p. 135.
43. Stockhausen, G., *Fügen struktureller Verbindungen von Kunststoffen mit Metallen mittels Schmelzklebstoff*. 1993, RWTH Aachen University. p. 203.
44. Stein, A., *Strahler bringen Kunststoff zum Schmelzen*. Kunststoffe, 2010. **100**(8): p. 16-17.
45. Bos, M., *Deformations-und Dehnungsanalyse von geschweißten Metall/Faser-Kunststoff-Verbunden mit optischen und thermischen Messverfahren*. 2009, Technische Universität Kaiserslautern.
46. Sanders, P., *Electromagnetic welding: an advance in thermoplastics assembly*. Materials & Design, 1987. **8**(1): p. 41-45.
47. Reisgen, U., S. Olschok, and N. Wagner. *Neue Entwicklungen zu Verbindungen von Kunststoff und Metall unter Zuhilfenahme thermischer Fügeprozesse*. in *Verbundwerkstoffe: 17. Symposium Verbundwerkstoffe und Werkstoffverbunde*. 2009. Wiley Online Library.
48. Rotheiser, J., *Joining of Plastics: Handbook for Designers and Engineers*. 2009: Hanser Publications. 592.
49. Grewell, D. and R. Grimm, *Engineering Thermoplastics as Bonding Agents*. 1991, Edison Welding Institute: Columbus. p. 6.
50. Amancio-Filho, S.T., M. Beyer, and J.F. dos Santos, *Verfahren zum Verbinden eines metallischen Bolzens mit einem Kunststoff-Werkstück*, in *Deutsches Patent-und Markenamt, Munich*. 2007: Deutschland.
51. Amancio, S., *Verbinden von Polymer-Metall-Strukturen mittels Reibnieten*. Lightweight Design, 2009. **2**(2): p. 46-50.
52. Biekehör, G., *Vakuumbeschichten von Kunststoff-Folien*. Kunststoffe, 1988. **78**(9): p. 763-765.
53. Lake, M., *Oberflächentechnik in der Kunststoffverarbeitung: Vorbehandeln, Beschichten, Funktionalisieren und Kennzeichnen von Kunststoffoberflächen*. 2009, München, Wien: Hanser Verlag. 507.

-
54. Drummer, D., A. Seefried, and M. Fuchs, *Strahlen öffnen dritte Foliendimension*. Kunststoffe, 2010. **100**(11): p. 55-59.
 55. Franke, J. and K. Feldmann, *Integrierte Entwicklung neuer Produkt- und Produktionstechnologien für räumliche spritzgegossene Schaltungsträger (3-D MID)*. 1995, Universität Erlangen-Nürnberg.
 56. Schüssler, F., et al., *Heißgeprägte MID-Baugruppen für erhöhte thermische Anforderungen*. Kunststoffe, 2009. **99**(11): p. 96-102.
 57. Endemann, U., S. Glaser, and M. Völker, *Kunststoff und Metall im festen Verbund: Verbindungstechnik für Kunststoff-Metall-Hybridstrukturen*. Kunststoffe, 2002. **92**(11): p. 110-113.
 58. Holtkamp, J., et al., *Wie geschweißt*. Kunststoffe, 2008. **98**(2): p. 25-29.
 59. V., D.I.f.N.e., *E DIN 8580:2020-01*, in *Fertigungsverfahren – Begriffe, Einteilung*. 2020, Beuth Verlag: Berlin. p. 18.
 60. Bührig-Polaczek, A., W. Michaeli, and G. Spur, *Handbuch Urformen*. 2014: Carl Hanser Verlag GmbH & Co. KG
 61. Nogowizin, B., *Theorie und Praxis des Druckgusses*. 2011: Schiele & Schön Berlin.
 62. Neuß, A., *Verfahrensentwicklung des hybriden Mehrkomponenten-Spritzgießens zur Herstellung von Bauteilen für Elektro- und Elektronikanwendungen*, in *Maschinenwesen*. 2014, RWTH Aachen University: Aachen. p. 181.
 63. Michaeli, W., *Einführung in die Kunststoffverarbeitung*. 6. Auflage ed. 2010: Hanser Verlag.
 64. Brunhuber, E., *Praxis der Druckgußfertigung*. 1991: Schiele & Schön.
 65. Messer, P., U. Vroomen, and A. Bührig-Polaczek, *Multi-Component High Pressure Die Casting (M-HPDC): Influencing Factors on the Material Temperature During the Joining of Metal-Plastic-Hybrids*. Light Metals, 2017: p. 5.
 66. GmbH, A.-P., *Datenblatt und Verarbeitungshinweise PA66-I GF30 (haftmodifiziert)*. 2017.
 67. N.N. 2021 [cited 2021 28.04.]; Available from: <http://www.maschinenbau-wissen.de/bilder/skripte/kunststofftechnik/spritzgiessmaschine-34.PNG>.
 68. Baur, et al., *Saechtling Kunststoff Taschenbuch*. Vol. 31. 2013: Carl Hanser Verlag GmbH & Co. KG.
 69. N.N., *Effizienter produzieren mit dem Servo-Antrieb von BOY*. 2018: Neustadt-Fernthal.
 70. Ludwig, F.-J. and M. Kaiser, *Hydraulik schlägt Vollelektrische*. Plastverarbeiter (Sonderdruck), 2010.
 71. Bürkle, E. and H. Wobbe, *Kombinationstechnologien auf Basis des Spritzgießverfahrens*. 2016: Carl Hanser Verlag GmbH Co KG.

72. N.N, *Integrative Kunststofftechnik 2014*, in *27. Internationales Kolloquium Kunststofftechnik*. 2014, Institut für Kunststoffverarbeitung (IKV): Aachen. p. 854.
73. Doriat, C., *Vorübergehend heiß - Wechseltemperierung als Problemlöser in der Kunststoffverarbeitung*. Kunststoffe, 2015. **01/2015**.
74. Doriat, C., *Wie Fabriken laufen lernen - So geht Innovation heute: ein Besuch bei Krallmann - Werkzeugbauer, Kunststoffverarbeiter und Prozessverkäufer in einem*. Kunststoffe, 2014(10/2014): p. 9.
75. Ladd, G.T., *Method of Making Bimetallic Articles*. 1953.
76. Harsch, K., et al., *Umgusskörper zum Eingießen in ein Gussteil als Leichtmetall, Verbundgussteil daraus und Verfahren zur Herstellung des Umgusskörpers sowie Verfahren zur Herstellung des Verbundgussteiles*, D. AG, Editor. 2003.
77. Fent, A., *Magnesium-Aluminium-Verbundkurbelgehäuse: Einsatz von Neutronen in der Bauteilentwicklung*. 2006: Garching.
78. Doernenburg, F., et al., *Verfahren zur Herstellung eines Leichtmetall-Verbundgussteils sowie Leichtmetall-Verbundbussteil*, B.M. AG, Editor. 2003.
79. Everwin, P. and H. Lindner, *Verfahren zur Herstellung von Zylindern oder Zylinderblöcken*. 1992: Germany.
80. Gossing, A., et al., *Druckgussbauteil sowie Verfahren zur Herstellung eines Druckgussbauteils*, in *Patentblatt 2017/37*, E. Patentamt, Editor. 2017: DE. p. 16.
81. N.N. *DIE Innovation im Trinkwasserbereich*. 2020 [cited 2020 15.12.]; Available from: <https://hdo-gmbh.com/de/innovationen/>.
82. Gebhardt, A., J. Kessler, and A. Schwarz, *Produktgestaltung für die Additive Fertigung*. 2019, München: Carl Hanser Verlag.
83. Gebhardt, A., *Generative Fertigungsverfahren Additive Manufacturing und 3D Drucken für Prototyping - Tooling - Produktion*. Vol. 4., neu bearbeitete und erweiterte Auflage. 2013, München: Carl Hanser Verlag.
84. N.N. *3D-Druck im Werkzeugbau und Formenbau*. 2021 [cited 2021 21.04.]; Available from: <https://www.eos.info/de/3d-druck-beispiele-anwendung/produktion-und-industrie/werkzeugbau>.
85. DIN, *DIN EN ISO/ASTM 52911-1*, in *Additive Fertigung - Konstruktion - Teil 1: Laserbasierte Pulverbettfusion von Metallen*. 2020.
86. N.N., *Robust Selective Laser Melting*, S.S.G. AG, Editor. 2021.
87. Pulker, H.K., A.J. Perry, and R. Berger, *Adhesion*. Surface Technology, 1981. **14**: p. 25–39.
88. Mann, D.A., *Die Haftung als Maß für den Verbund von dünnen Schichten*, in *Plasmamodifikation von Kunststoffoberflächen zur Haftfestigkeitssteigerung von Metallschichten*. 1994, Springer Berlin Heidelberg: Berlin, Heidelberg. p. 38-51.

-
89. Bischof, C., *ND-Plasmatechnik im Umfeld der Haftungsproblematik bei Metall-Polymer-Verbunden*. Materialwissenschaft und Werkstofftechnik, 1993. **24(2)**: p. 33-41.
 90. Brockmann, W., et al., *Klebtechnik*. Klebtechnik. 2005, Weinheim: WILEY-VCH Verlag GmbH & Co. KGaA.
 91. Achereiner, F., *Verbesserung von Adhäsionseigenschaften verschiedener Polymerwerkstoffe durch Gasphasenfluorierung*. 2009, Universität Erlangen-Nürnberg.
 92. Habe nicht, G., *Kleben. Grundlagen, Technologien, Anwendungen*. 2009, Berlin, Heidelberg: Springer Berlin Heidelberg.
 93. Schonhorn, H., *Adhesion and Adhesives : Interactions At Interfaces*. Journal of Plastic Film & Sheeting, 1985. **1(2)**: p. 163-179.
 94. Bischof, C., et al., *Zur Adhäsion in Metall-Polymer-Grenzschichten und ihrer praktischen Nutzung*. Acta Polymerica, 1989. **40(3)**: p. 214-221.
 95. Mittal, K.L. and A. Pizzi, *Adhesion promotion techniques: technological applications*. 1999: CRC Press.
 96. Großmann, J., *Einfluß von Plasmabehandlungen auf die Haftfestigkeit vakuumtechnisch hergestellter Polymer-Metall-Verbunde*, in *Technische Fakultät*. 2009, Universität Erlangen- Nürnberg: Erlangen. p. 181.
 97. Bikerman, J.J., *The science of adhesive joints*. 1961, New York: Academic Press.
 98. Schröer, D., *Chemie der Phasengrenze Metall-Polymer: Untersuchungen zur Vorbehandlung und Plasma- unterstützten Metallisierung von Hochleistungspolymeren*. 1994, Westfälische Wilhelms-Universität: Münster. p. 150.
 99. Nikolova, D., *Charakterisierung und Modifizierung der Grenzflächen im Polymer-Metall-Verbund*, in *Mathematisch-Naturwissenschaftlich-Technische Fakultät (Ingenieurwissenschaftlicher Bereich)*. 2005, Martin-Luther-Universität Halle-Wittenberg: Halle (Saale). p. 209.
 100. Friedrich, J., *Metal-Polymer Systems: Interface Design and Chemical Bonding*. Metal-Polymer Systems. 2018, Weinheim: Wiley-VCH Verlag GmbH & Co. KGaA.
 101. Mittal, K.L., *Adhesion aspects of metallization of organic polymer surfaces*. Journal of Vacuum Science and Technology, 1976. **13(1)**: p. 18-25.
 102. De Bruyne, N., *The nature of adhesion*. Aircraft Engineer, 1939. **18(12)**: p. 51-54.
 103. Kinloch, A.J., *The science of adhesion*. Journal of Materials Science, 1980. **15(9)**: p. 2141-2166.
 104. Possart, W. and A. Röder, *Measurement of electrical potential distribution in a polymer near the contact to a metal by means of scanning electron microscopy*. physica status solidi (a), 1984. **84(1)**: p. 319-325.

105. Voyutskii, S.S. and V.L. Vakula, *The role of diffusion phenomena in polymer-to-polymer adhesion*. Journal of Applied Polymer Science, 1963. **7**(2): p. 475-491.
106. Garbassi, F., M. Morra, and E. Occhiello, *Polymer Surfaces: From Physics to Technology*. 1998, Chichester: John Wiley Sons Ltd.
107. Atkins, P.W. and J. de Paula, *Physikalische Chemie*. 2006, Weinheim: Wiley-VCH Verlag GmbH & Co. KG.
108. Burbach, T., *Verbundguss und gegossene Verbundwerkstoffe*, in *Handbuch Urformen*. 2014, Carl Hanser Verlag: München p. 98-101.
109. Joop, D., *Präzisionsbestimmende Faktoren bei der Herstellung blechverstärkter Hybridstrukturen im Druckguss – Grenzflächenanalyse und Verzugoptimierung*, in *Fakultät für Georessourcen und Materialtechnik*. 2019, RWTH Aachen.
110. Deckert, M.H., *Beitrag zur Entwicklung eines hochdynamischen variothermen Temperiersystems für Spritzgießwerkzeuge*, in *Fakultät für Maschinenbau der Technischen Universität Chemnitz*. 2012, Technische Universität Chemnitz.
111. Geisser, P., *Temperiertechnik*, ed. H.-T. AG. 2011, Teufen: Kunz Druck & Co. AG.
112. Breitinger, R., *Untersuchungen zum Waermeuebergang in Druckgiessformen*. Giesserei, 1983. **70**(5): p. 133-138.
113. Yao, D., S.-C. Chen, and B.H. Kim, *Rapid thermal cycling of injection molds: An overview on technical approaches and applications*. Advances in Polymer Technology, 2008. **27**(4): p. 233-255.
114. Yao, D. and B. Kim, *Development of rapid heating and cooling systems for injection molding applications*. Polymer Engineering & Science, 2002. **42**(12): p. 2471-2481.
115. N.N. 2021 [19.04.2021]; Available from: <https://www.hotset.com/de/komponenten/hotspringr-wendelrohrpatronen/>.
116. Erwin Bürkle, A.B., *In drei Sekunden von 100 auf 140 Grad*. Kunststoffe, 2007. **10/2007**.
117. Su, Q., N. Zhang, and M.D. Gilchrist, *The use of variotherm systems for microinjection molding*. Journal of Applied Polymer Science, 2016. **133**(9).
118. Menges, G., W. Michaeli, and P. Mohren, *Spritzgießwerkzeuge*. 6. ed. 2007, München: Hanser. 472.
119. Hein, R., *IsoForm Das Formenkonzept*. 2018.
120. Hein, R., *Isoliertes Konzept macht Formwerkzeuge zukunftsfähig*. 2017.
121. Brecher, C., S. Kozielski, and L. Schapp, *Integrative Produktionstechnik für Hochlohnländer*. 2011: Springer.
122. Stoyanov, T., *Entwicklung eines hybriden Metall/Kunststoff-Druckgussverfahrens unter Berücksichtigung der Werkzeugtemperierung zur Förderung der Verbundfestigkeit*, in *Giesserei-Institut*. 2010, RWTH Aachen.

-
123. Zhao, G., *Spritzgegossene, tragende Kunststoff-Metall-Hybridstrukturen : Konstruktion, Prozessanalyse und Charakterisierung*. 2002, Erlangen: Lehrstuhl für Kunststofftechnik.
 124. N.N., *DIN EN 1465, Klebstoffe –Bestimmung der Zugscherfestigkeit von Überlappungsklebungen; Deutsche Fassung EN 1465:2009*. 2009. p. 11.
 125. Nogowizin, B., *Theorie und Praxis des Druckgusses*. 2010: Fachverlag Schiele & Schoen.
 126. Hennecke, D.M., *Herstellung und Prüfung eines Multitechnologieproduktes aus einem kombinierten Metalldruck- und Kunststoffspritzgießverfahren*, in *Giessereiinstitut*. 2013, RWTH Aachen University.
 127. Siekmann, M., *Prozessentwicklung für im Mehrkomponentendruckgießen hergestellte Aluminium-Kunststoff-Strukturbauteile*, in *Fakultät für Georessourcen und Materialtechnik*. 2015, RWTH Aachen University.
 128. V., D.D.I.f.N.e., *DIN EN ISO 7438, Metallische Werkstoffe – Biegeversuch (ISO/FDIS 7438:2015); Deutsche und Englische Fassung FprEN ISO 7438:2015*. 2015. p. 24.
 129. Ostermann, F., *Anwendungstechnologie Aluminium*. 2015: Springer-Verlag.
 130. Alloys, R., *Hüttenaluminium-Druckguss-Legierungen*. 2015.
 131. Brecher, C. and D. Özdemir, *Integrative Production Technology*. 2017: Springer.
 132. GmbH, A.-P., *Datenblatt und Verarbeitungshinweise PA66 GF30 (naturbelassen)*. 2017.
 133. Melamies, I.A., *Ultrastark und mediendicht - Atmosphärische Plasmabeschichtung sichert Kunststoff-Metall-Verbunde im Spritzgießprozess*. *Kunststoffe*, 2016. **6/2016**.
 134. N.N., *Verarbeitungsmerkblatt: Castasil®-37 [AlSi9MnMoZr]*. 2015.
 135. N.N., *Technisches Datenblatt AMPCO® 18*.
 136. Beaumont, J., *Auslegung von Anguss und Angusskanal: Spritzgießwerkzeuge erfolgreich einsetzen*. 2012: Carl Hanser Verlag GmbH Co KG. 420.
 137. Chakraborty, A.K., H.T. Davis, and M. Tirrell, *A molecular orbital study of the interactions of acrylic polymers with aluminum: Implications for adhesion*. *Journal of Polymer Science Part A: Polymer Chemistry*, 1990. **28**(12): p. 3185-3219.
 138. Melamies, I.A., *Symbiose von Metall und Kunststoff*. polysurfaces.ch, 2017.

11. Anhang

11.1. Legierungsauswahl

Tabelle 11-1: Engere Legierungsauswahl (Tabelle in Anlehnung an [25])

	Silafont®-9	Silafont®-36	Trimal®-37	Castasil®-37	Castaduct®-42
Hersteller	Rheinfelden	Rheinfelden	Trimet	Rheinfelden	Rheinfelden
Summenformel	AlSi9	AlSi10MnMg	AlSi9Mn	AlSi9MnMoZr	AlMg4Fe2
Gießverhalten	++	++	++	++	+
Anwendung im Gusszustand (F)	WBH nicht erforderlich	WBH empfehlenswert	WBH nicht erforderlich	Entwicklungsschwerpunkt: Einsatz im Gusszustand	WBH empfehlenswert
Oberflächen-güte	+(+)	+(+)	+(+)	++	+
R_m [MPa] (F)	240-280 /	250-290 /	250-290 /	230-280 /	245-265 /
A [%] (F)	4-8	5-11	8-15	10-14	11-15
technische Anwendung	Simple Anwendungen; (Apparateteile, Armaturen)	z.B. Rahmen u. Hinterrad-Schwinge Yamaha	z.B. Scharnier-aufnahme Yamaha	z.B. Space Frame Knoten A8	<i>erst in Testphase:</i> Euroguss 18 vorgestellt
Anmerkungen				Oberflächen-güte nach Beratungsgespräch besonders hochwertig	höhere Schwindung als AlSi-Legierungen

F = Gusszustand

+ = ausgeprägt

++ = stark ausgeprägt

11.2. Datenblätter der verwendeten Kunststoffe

AKROMID®

A3 GF 30 7 S3 schwarz (5393)

PA66-I GF30



AKRO-PLASTIC GmbH

Ein Unternehmen der Feddersen-Gruppe

Industriegebiet Brohltal Ost
Im Stiefelfeld 1
D-56651 Niederzissen
Telefon +49 2636/9742-0
Telefax +49 2636/9742-31
info@akro-plastic.com
www.akro-plastic.com

Vorläufiges Datenblatt

Charakterisierung:

AKROMID® A3 GF 30 7 S3 schwarz (5393) ist ein 30% glasfaserverstärktes, haftmodifiziertes, trockenschlagzähes Polyamid 6.6 mit hoher Steifigkeit und Festigkeit.

Anwendung:

Technische Bauteile in der Automobil- und Elektroindustrie, an die im 2K-Prozess eine Weichkomponente angespritzt wird.

Eigenschaften	Prüfbedingungen	Methode	Einheit	Richtwerte	
				trocken	kond.*
Mechanische Eigenschaften					
Zug-E-Modul	1 mm/min	ISO 527-2	MPa	9000	5000
Bruchspannung	5 mm/min	ISO 527-2	MPa	165	100
Bruchdehnung	5 mm/min	ISO 527-2	%	3,6	7,2
Charpy Schlagzähigkeit	23°C	ISO 179-1/1eU	kJ/m ²	90	
Charpy Kerbschlagzähigkeit	23°C	ISO 179-1/1eA	kJ/m ²	18	
Thermische Eigenschaften					
Schmelztemperatur	DSC, 10K/min	DIN EN 11357-1	°C		262
Wärmeformbeständigkeit HDT/A	1,8 MPa	ISO 75	°C		235
Wärmeformbeständigkeit HDT/B	0,45 MPa	ISO 75	°C		255
Allgemeine Eigenschaften					
Dichte	23°C	ISO 1183	g/cm ³		1,33
Gehalt an Verstärkungsstoffen		ISO 1172	%		30
Feuchtigkeitsaufnahme	70°C, 62% r.F.	ISO 1110	%		2,1

* = Prüfkörper nach ISO 1110 gelagert

AKRO-PLASTIC GmbH
Sitz der Gesellschaft: Niederzissen
Handelsregister: Amtsgericht Koblenz HRB 12227
Geschäftsführer: Andreas Stuber, Dirk Steinbrück
Aufsichtsratsvorsitzender: Dr. Matthias von Rönn

Die vorstehend gemachten Angaben basieren auf unseren derzeitigen Kenntnissen und Erfahrungen. Eine rechtlich verbindliche Zusicherung bestimmter Eigenschaften oder Eignung für einen konkreten Einzelfall kann aus unseren Angaben nicht abgeleitet werden. Die Verarbeiter und Anwender werden durch unsere Angaben nicht von Versuchen und eigenen Prüfungen für den konkreten Einsatzfall befreit. AKRO®, AKROMID®, AKROLEN®, AKROLDY® und AKROTEK® sind registrierte bzw. angemeldete Marken der Feddersen Gruppe.

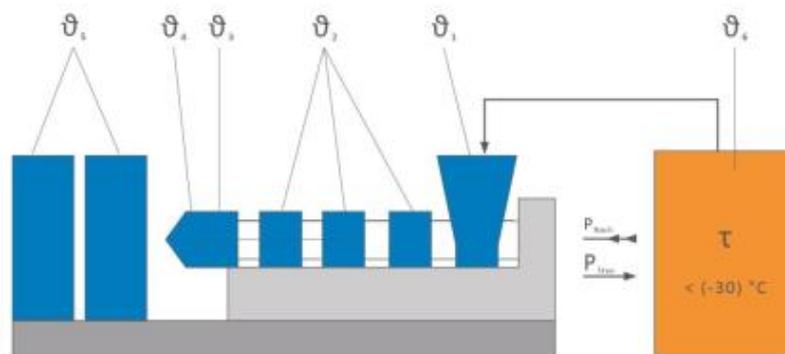
AKROMID®

A3 GF 30 7 S3 schwarz (5393)
PA66-I GF30



Fortsetzung

Verarbeitungshinweise



ϑ_6 Trocknungszeit	h	0 - 4
ϑ_6 Trocknungstemperatur	°C	80
Verarbeitungsfeuchte	%	0,02 - 0,1
ϑ_1 Flansch	°C	60 - 80
ϑ_2 Zone 1 - Zone 4	°C	260 - 300
ϑ_3 Düse	°C	270 - 310
ϑ_4 Schmelze	°C	280 - 300
ϑ_5 Werkzeug	°C	80 - 100
P_{Nach} Nachdruck, spez.	bar	300 - 800
P_{Stau} Staudruck, spez.	bar	50 - 150
Einspritzgeschwindigkeit		mittel bis hoch
Schneckenumfangsgeschwindigkeit	m/min	8 - 15

Die angegebenen Werte sind Richtwerte, mit zunehmendem Füllgehalt sind die höheren Werte anzustreben. Zur Trocknung empfehlen wir ausschließlich Trockenluft- oder Vakuumtrockner. Zu starke Trocknung kann zu Füll- u. Oberflächenproblemen führen.

AKRO-PLASTIC GmbH
Sitz der Gesellschaft: Niederzissen
Handelsregister: Amtsgericht Koblenz HRB 12227
Geschäftsführer: Andreas Stuber, Dirk Steinbrück
Aufsichtsratsvorsitzender: Dr. Matthias von Rönn

Die vorstehend gemachten Angaben basieren auf unseren derzeitigen Kenntnissen und Erfahrungen. Eine rechtlich verbindliche Zusicherung bestimmter Eigenschaften oder Eignung für einen konkreten Einzelfall kann aus unseren Angaben nicht abgeleitet werden. Die Verarbeiter und Anwender werden durch unsere Angaben nicht von Versuchen und eigenen Prüfungen für den konkreten Einsatzfall befreit. AKRO®, AKROMID®, AKROLEN®, AKROLDY® und AKROTEK® sind registrierte bzw. angemeldete Marken der Feddersen Gruppe.

AKROMID®

A3 GF 30 1 natur (2391)

PA66 GF30

**AKRO-PLASTIC GmbH**

Ein Unternehmen der Feddersen-Gruppe

Industriegebiet Brohlstal Ost
Im Stiefelfeld 1
D-56651 Niederzissen
Telefon +49 2636/9742-0
Telefax +49 2636/9742-31
info@akro-plastic.com
www.akro-plastic.com

Datenblatt**Charakterisierung:**

AKROMID® A3 GF 30 1 natur (2391) ist ein 30% glasfaserverstärktes und wärmostabilisiertes Polyamid 6.6 mit hoher Steifigkeit und Festigkeit und heller Eigenfarbe, UL-gelistet.

Anwendung:

Technische Bauteile im Maschinenbau und in der Automobilindustrie.

Eigenschaften	Prüfbedingungen	Methode	Einheit	Richtwerte				
				trocken	kond.*			
Mechanische Eigenschaften								
Zug-E-Modul	1 mm/min	ISO 527-2	MPa	10000	7100			
Bruchspannung	5 mm/min	ISO 527-2	MPa	200	130			
Bruchdehnung	5 mm/min	ISO 527-2	%	3	≥ 6			
Biege-E-Modul	2 mm/min	ISO 178	MPa	8800	7200			
Biegefestigkeit	2 mm/min	ISO 178	MPa	285	220			
Charpy Schlagzähigkeit	23°C	ISO 179-1/1eU	kJ/m²	85	95			
Charpy Schlagzähigkeit	-30°C	ISO 179-1/1eU	kJ/m²	80				
Charpy Kerbschlagzähigkeit	23°C	ISO 179-1/1eA	kJ/m²	12	16			
Charpy Kerbschlagzähigkeit	-30°C	ISO 179-1/1eA	kJ/m²	11				
Kugeldruckhärte	961/30	ISO 2039-1	MPa	240				
Elektrische Eigenschaften								
Spezifischer Durchgangswiderstand		IEC 60093	Ohm x cm	1,0E+13	1,0E+10			
Spezifischer Oberflächenwiderstand		I.A.a. IEC 60093	Ohm	1,0E+12	1,0E+10			
Vergleichszahl der Kriechwegbildung, CTI	Prüfflüssigkeit A	IEC 60112		600				
Thermische Eigenschaften								
Schmelztemperatur	DSC, 10K/min	DIN EN 11357-1	°C	262				
Wärmeformbeständigkeit HDT/A	1,8 MPa	ISO 75	°C	255				
Wärmeformbeständigkeit HDT/B	0,45 MPa	ISO 75	°C	260				
Wärmeformbeständigkeit HDT/C	8 MPa	ISO 75	°C	210				
Therm. Längenausdehnungskoeff.; längs	23°C bis 80°C	ISO 11359-1/2	1,0E-4/K	0,19				
Therm. Längenausdehnungskoeff.; quer	23°C bis 80°C	ISO 11359-1/2	1,0E-4/K	0,95				
Temp.-Ind., bez. auf 50% Zugfestigkeitsabfall	5.000 Std.	IEC60216	°C	160 - 175				
Temp.-Ind., bez. auf 50% Zugfestigkeitsabfall	20.000 Std.	IEC60216	°C	130 - 150				
Brandverhalten								
Wandstärke			mm	0,4	0,8	1,6	2,0	3,2
Brennbarkeit UL 94		UL 94	Klasse	HB				
GWFI		IEC 60695-2-12	°C	650				
Brennrate (<100 mm/min)	> 1 mm Dicke	FMVSS 302		+				
Allgemeine Eigenschaften								
Dichte	23°C	ISO 1183	g/cm³	1,36				
Gehalt an Verstärkungsstoffen		ISO 1172	%	30				
Feuchtigkeitsaufnahme	70°C, 62% r.F.	ISO 1110	%	1,9 - 2,1				
Wasseraufnahme	23°C, gesättigt	ISO 62	%	5,2 - 5,8				

AKRO-PLASTIC GmbH
Sitz der Gesellschaft: Niederzissen
Handelsregister: Amtsgericht Koblenz HRB 12227
Geschäftsführer: Andreas Stuber, Dirk Steinbrück
Aufsichtsratsvorsitzender: Dr. Matthias von Rönn

Die vorstehend gemachten Angaben basieren auf unseren derzeitigen Kenntnissen und Erfahrungen. Eine rechtlich verbindliche Zusicherung bestimmter Eigenschaften oder Eignung für einen konkreten Einzelfall kann aus unseren Angaben nicht abgeleitet werden. Die Verarbeiter und Anwender werden durch unsere Angaben nicht von Versuchen und eigenen Prüfungen für den konkreten Einsatzfall befreit. AKRO®, AKROMID®, AKROLEMB®, AKROLDY® und AKROTEK® sind registrierte bzw. angemeldete Marken der Feddersen Gruppe.

AKROMID®
 A3 GF 30 1 natur (2391)
 PA66 GF30



Fortsetzung

Eigenschaften	Prüfbedingungen	Methode	Einheit	Richtwerte
				trocken
Verarbeitung				
Fließfähigkeit	8,4 x 2 mm & **	AKRO	mm	420
Fließfähigkeit	7 x 3,5 mm & **	AKRO	mm	830
Verarbeitungsschwindung	längs	ISO 294-4	%	0,1 - 0,3
Verarbeitungsschwindung	quer	ISO 294-4	%	0,7 - 0,9

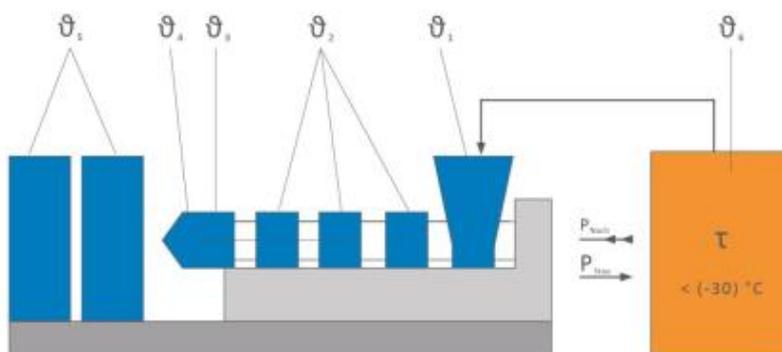
i.A.a.: in Anlehnung an

* = Prüfkörper nach ISO 1110 gelagert

** = Werkzeugtemperatur: 100°C, Massetemperatur: 320°C, Spritzdruck: 750 bar

AKRO-PLASTIC GmbH
 Sitz der Gesellschaft: Niederzissen
 Handelsregister: Amtsgericht Koblenz HRB 12227
 Geschäftsführer: Andreas Stuber, Dirk Steinbrück
 Aufsichtsratsvorsitzender: Dr. Matthias von Rönn

Die vorstehend gemachten Angaben basieren auf unseren derzeitigen Kenntnissen und Erfahrungen. Eine rechtlich verbindliche Zusicherung bestimmter Eigenschaften oder Eignung für einen konkreten Einzelfall kann aus unseren Angaben nicht abgeleitet werden. Die Verarbeiter und Anwender werden durch unsere Angaben nicht von Versuchen und eigenen Prüfungen für den konkreten Einsatzfall befreit. AKRO®, AKROMID®, AKROLEN®, AKRDLDY® und AKROTEK® sind registrierte bzw. angemeldete Marken der Feddersen Gruppe.

AKROMID®A3 GF 30 1 natur (2391)
PA66 GF30AKRO-PLASTIC GmbH
Ein Unternehmen der Feddersen-Gruppe**Fortsetzung****Verarbeitungshinweise**

ϑ_6 Trocknungszeit	h	0 - 4
ϑ_6 Trocknungstemperatur	°C	80
Verarbeitungsfeuchte	%	0,02 - 0,1
ϑ_1 Flansch	°C	60 - 80
ϑ_2 Zone 1 - Zone 4	°C	260 - 300
ϑ_3 Düse	°C	270 - 310
ϑ_4 Schmelze	°C	280 - 300
ϑ_5 Werkzeug	°C	80 - 100
P_{Nach} Nachdruck, spez.	bar	300 - 800
P_{Stau} Staudruck, spez.	bar	50 - 150
Einspritzgeschwindigkeit		mittel bis hoch
Schneckenumfangsgeschwindigkeit	m/min	8 - 15

Die angegebenen Werte sind Richtwerte, mit zunehmendem Füllgehalt sind die höheren Werte anzustreben. Zur Trocknung empfehlen wir ausschließlich Trockenluft- oder Vakuumtrockner. Zu starke Trocknung kann zu Füll- u. Oberflächenproblemen führen.

AKRO-PLASTIC GmbH
Sitz der Gesellschaft: Niederzissen
Handelsregister: Amtsgericht Koblenz HRB 12227
Geschäftsführer: Andreas Stuber, Dirk Steinbrück
Aufsichtsratsvorsitzender: Dr. Matthias von Rönn

Die vorstehend gemachten Angaben basieren auf unseren derzeitigen Kenntnissen und Erfahrungen. Eine rechtlich verbindliche Zusicherung bestimmter Eigenschaften oder Eignung für einen konkreten Einzelfall kann aus unseren Angaben nicht abgeleitet werden. Die Verarbeiter und Anwender werden durch unsere Angaben nicht von Versuchen und eigenen Prüfungen für den konkreten Einsatzfall befreit. AKRO®, AKROMID®, AKROLEN®, AKROLOY® und AKROTEK® sind registrierte bzw. angemeldete Marken der Feddersen Gruppe.

11.3. Datenblatt der verwendeten Al-Legierung

Castasil[®]-37 – Eigenschaften auf einen Blick

Chemische Zusammensetzung der Castasil-37, AlSi9MnMoZr

(%)	Si	Fe	Cu	Mn	Mg	Zn	Mo	Zr	Ti	Sr	andere gesamt
min.	8,5			0,35			0,1	0,1		0,006	
max.	10,5	0,15	0,05	0,6	0,06	0,07	0,3	0,3	0,15	0,025	0,10

Mechanische Eigenschaften

Wanddicke (mm)	Dehngrenze $R_{p0,2}$ [MPa]	Zugfestigkeit R_m [MPa]	Bruchdehnung A [%]
2-3	120-150	260-300	10-14
3-5	100-130	230-280	10-14
5-7	80-110	200-250	10-14

Physikalische Eigenschaften

		Einheit	Gültigkeitsbereich
Erstarrungsintervall	595-550	°C	
Dichte	2,69	kg/dm ³	20 °C
Elastizitätsmodul	68-75	GPa	20 °C
Linearer thermischer Ausdehnungskoeffizient	21	1/K × 10 ⁻⁶	20-200 °C
Thermische Leitfähigkeit	1,3	W/(K × cm)	20-200 °C
Elektrische Leitfähigkeit	18-22	MS/m oder m/(Ω × mm ²)	20 °C
Wechselbelastbarkeit ($r = -1$); Gusszustand (F); gekerbte Probe ($K_t = 1,2$)	86	MPa	10 ⁶ Zyklen

Kapitel „Technische Informationen“ beachten!

Verarbeitungseigenschaften im Vergleich zu anderen Druckgusslegierungen

Legierungstyp	Castasil-37	Silafont-36	AlSi9Cu3(Fe)
Stabilität der mechanischen Eigenschaften	sehr gut	mittel	gut
Warmrissempfindlichkeit	gering	gering	gering
Klebneigung	gering	gering	gering
Formenstandzeit	> 80%	> 80%	100%
Schwindmaß	0,4-0,6%	0,4-0,6%	0,4-0,6%

Auszug aus [130]

12. Lebenslauf

Persönlich Daten:

Name: Patrick Messer
Geburtsdatum: 17.03.1988 in Duisburg
Nationalität: deutsch
Familienstand: verheiratet

Schulbildung:

08/1994 – 06/1998 Gemeinschaftsgrundschule „Auf dem Berg“, Duisburg
08/1998 – 07/2004 Albert-Einstein-Gymnasium, Duisburg
09/2004 – 06/2005 North Bend High School, Oregon, USA
08/2005 – 06/2008 Steinbart-Gymnasium, Duisburg

Studium:

10/2008 – 03/2014 Bachelorstudium Maschinenbau, Vertiefungsrichtung Kunststofftechnik, RWTH Aachen University
04/2014 – 04/2015 Masterstudium Kunststoff- und Textiltechnik, Schwerpunkt Kunststofftechnik, RWTH Aachen University

Studienbegleitende Tätigkeiten:

04/2011 – 08/2012 Studentische Hilfskraft am Institut für Kunststoffverarbeitung an der RWTH Aachen
09/2012 – 12/2012 Grund- und Fachpraktikum bei Vorwerk Elektrowerke GmbH & Co. KG, Wuppertal
01/2013 – 03/2015 Studentische Hilfskraft am Institut für Kunststoffverarbeitung an der RWTH Aachen

Berufliche Tätigkeiten:

06/2015 – 07/2020	Wissenschaftlicher Mitarbeiter Gießerei-Institut der RWTH Aachen
06/2021 – heute	Leiter Anwendungstechnik Dr. Boy GmbH & Co. KG

13. Wissenschaftliche Veröffentlichungen

- [1] Messer, P.; Vroomen, U.; Bührig-Polaczek, A.: Bonding by Microbracing: A Die Concept for the Quantification of Influencing Variables Using Multi-Component High Pressure Die Casting (M-HPDC). Proceedings in: Euro Hybrid Materials and Structures. Kaiserslautern, 2016
- [2] Messer, P.; Vroomen, U.; Bührig-Polaczek, A.: Multi-Component High Pressure Die Casting (M-HPDC): Influencing Factors on the Material Temperature During the Joining of Metal-Plastic-Hybrids. Light Metals 2017: Cast Shop Technology: TMS 2017: 146th Annual Meeting & Exhibition (26.02.2017-02.03.2017). San Diego, CA, USA, 2017
- [3] Bührig-Polaczek, A.; Hopmann, C.; Reisgen, U.; Klein, J.; Messer, P.; Schiebahn, A.; Schönberger, J.; Windeck, C.: Plastic-Metal Hybrids for Structural Applications. Book Chapter: Integrative Production Technology – Theory and Applications. ISBN: 978-3-319-47451-9, 2017
- [4] Messer, P.; Vroomen, U.; Bührig-Polaczek, A.: Bonding by Microbracing: Quantification of Temperature Influence for Multi-Component High Pressure Die Casting. Proceedings in: Euro Hybrid Materials and Structures. Bremen, 2018
- [5] Messer, P.; Bulinger, A.; Vroomen, U.; Bührig-Polaczek, A.: Multi-Component High Pressure Die Casting (M-HPDC): Temperature Influence on the Bond Strength of Metal-Plastic-Hybrids Manufactured by M-HPDC. Light Metals 2019: Cast Shop Technology: TMS 2019: 148th Annual Meeting & Exhibition (10.03.2019-14.03.2019). San Antonio, TX, USA, 2019
- [6] Messer, P.; Funken, F.: Hybrider Druckguss – unterschiedliche Werkstoffkombinationen und die Notwendigkeit einer datengestützten Prozessanalyse: Werkstoffe in der Fertigung. Ausgabe 06/2019 HW-Verlag, Mering, 2019.
- [7] Messer, P.; Vroomen, U.; Bührig-Polaczek, A.: Multi-Component High Pressure Die Casting (M-HPDC): Influencing Factors on Bond Quality of Metal-Plastic Hybrids and its Necessity of Process Data Logging. Proceedings in: 4th International Conference Hybrid 2020 Materials and Structures : 28-29 April 2020, Web-Conference Germany, Seiten/Artikel-Nr: 243-248. Bremen, 2018

14. Abstract_de

Druck- und Spritzguss weisen trotz deutlicher Unterschiede hinsichtlich der Verarbeitungstemperaturen der beiden Werkstoffe viele Parallelen und Gemeinsamkeiten auf. Hybridbauteile erlangen eine immer größere Bedeutung, wobei die damit verbundenen langen Prozessketten, mit vielen Zwischen- und Vorbereitungsschritten, aufwendig und damit kostenintensiv sind. Daher liegt es nahe, die beiden Prozesse unmittelbar miteinander innerhalb einer kompakten Fertigungszelle zu verknüpfen. Mit der Entwicklung des Mehrkomponenten-Druckgießens, d.h. der Kombination aus einer Druck- und einer Spritzgießmaschine zu einer Fertigungszelle, soll genau diese noch vorhandene Lücke geschlossen werden.

Kern dieser Arbeit ist neben der Verknüpfung einer Anlagentechnik, einhergehend mit der Erarbeitung eines Gießwerkzeuges zur Herstellung von Verbundproben, die Identifikation von Einflussgrößen auf die Verbundausbildung. Die Erkenntnisse sollen genutzt werden, um damit ein grundlegendes Prozessverständnis für diese neue Technologie zu erarbeiten.

Mittels isothermer Prozessführung können erstmalig im Mehrkomponenten-Druckgießen reproduzierbar Proben hergestellt werden, welche bei der mechanischen Prüfung eine mittlere Scherzugfestigkeit von 3,9 MPa einhergehend mit einer sehr geringen Standardabweichung (0,24 MPa) und daher einer sehr guten Wiederholgenauigkeit aufweisen. Eine reproduzierbare Herstellung von normiert prüfbaren Hybridbauteilen ist somit mit dem verwendeten Gießwerkzeug möglich. Gleichwohl bleibt festzuhalten, dass hinsichtlich der Höhe der erreichbaren Festigkeiten noch deutliches Steigerungspotential besteht.

Die maximale und mittels Isothermie realisierbare Werkzeugtemperatur im Bereich der Fügezone (metallseitig ca. 205°C, kunststoffseitig ca. 150°C) liegt deutlich unter der Verarbeitungstemperatur des verwendeten Kunststoffes. Der limitierende Faktor hin zu höheren Temperaturen ist jedoch nach wie vor die fehlende Entformbarkeit des Kunststoffes bei höheren Temperaturen, wobei das grundlegende Dilemma (hohe Fügetemperaturen und gleichzeitig geringe Entformungstemperaturen) bei isothermer Prozessführung nicht gelöst werden kann. Eine Steigerung der Verbundfestigkeit durch Erhöhung der Werkzeugtemperatur während des Fügeprozesses setzt somit eine prozesssichere, variotherme Prozessführung voraus. So kann bei höheren Fügetemperaturen trotzdem eine ausreichend geringe Entformungstemperatur gewährleistet werden.

Die im Rahmen der praktischen Versuche ermittelten Ergebnisse werden für die Konzipierung und Auslegung eines weiteren Kavitätseinsatzes (Hybrid III.1) ge-

nutzt. Hybrid III.1 ist für eine rein fluidbasierte variotherme Prozessführung ausgelegt, bei dem die geringe dynamisch zu temperierende Masse durch eine sehr kavitätstnahe Anordnung der Temperierung realisiert wird. Bei dem Kavitätseinsatz können Restriktionen der konventionellen Werkzeugfertigung umgangen werden, da der Einsatz für die additive Fertigung ausgelegt wird.

Der Kavitätseinsatz Hybrid III.1 vereint die gesammelten Erkenntnisse in einem Werkzeugeinsatz, bei dem hohe Fügetemperaturen ohne elektrische Heizkomponenten im Werkzeug realisiert werden können, gleichzeitig aber durch einen sehr kavitätstnahen und zyklisch anzusteuernenden „kalten“ Temperierkanal die Prozesswärme kurzfristig für die Entformung abgeführt werden kann. Die zuletzt durchgeführten Simulationen mit Hybrid III.1 geben Anlass zu der Vermutung, dass über diesen additiv gefertigten Einsatz genau diese Dynamik erzielt werden kann und eine prozesssichere weitere Steigerung der Verbundfestigkeit zu erwarten ist.

15. Abstract_en

Despite clear differences in the processing temperatures of the materials, die casting and injection molding have many parallels and similarities. Hybrid components are becoming increasingly important, although the associated long process chains, with many intermediate and preparatory steps, are complex and therefore cost-intensive. It thus makes sense to link the two processes directly within one coMPact manufacturing plant. The development of Multi-Component High Pressure Die Casting (M-HPDC), i.e. the combination of a die casting machine and an injection molding machine towards one manufacturing plant, may close this gap.

The key focus of this work is the identification of influencing variables on the bond strength formation as well as the linking of a machine technology, accompanied by the development of a casting die for the production of composite specimen. The results are used to develop a fundamental understanding of the processes involved in this new technology.

By means of isothermal process control, it is now possible for the first time in M-HPDC to manufacture specimen reproducibly which show an average shear tensile strength of 3.9 MPa in mechanical testing, accompanied by a very low standard deviation (0.24 MPa) and therefore very good repeatability. Nevertheless, it should be mentioned that there is still considerable potential for improvement in terms of the level of strength which can be achieved.

The maximum die temperature in the joining area which can be achieved by means of isothermality (approx. 205°C on the metal side, approx. 150°C on the plastic side) is significantly below the processing temperature of the plastic used. However, the limiting factor towards higher temperatures is the lack of demoldability of the plastic at higher temperatures, whereby the fundamental dilemma (high joining temperatures and low demolding temperatures at the same time) cannot be solved with isothermal process control. To increase the composite strength by raising the die temperature during the joining process reliable variothermal process control is required. In this way, a sufficiently low demolding temperature can still be ensured at higher joining temperatures.

The results obtained in the practical tests are used for the conception and design of a further cavity insert (Hybrid III.1). This die insert is designed for purely fluid-based variothermal process control. By arranging the temperature control very close to the cavity it is possible to minimize the mass which needs to be tempered dynamically. With this cavity insert, restrictions of conventional die manufacturing can be circumvented, as the insert is designed for additive manufacturing.

The Hybrid III.1 cavity insert combines the determined results within one die insert in which high joining temperatures can be realized without electrical heating components in the die, but at the same time the process heat can be dissipated at short notice for demolding by means of a "cold" temperature control channel which is very close to the cavity and which can be controlled cyclically. The most recent simulations with Hybrid III.1 give reason to suspect that precisely these dynamics can be achieved via this additively manufactured insert and that a further increase in composite strength can be expected in a process-safe manner.