



Zur Erlangung des Grades
eines
Master of Engineering (M. Eng.)
von Herrn Henrik Wunram

Thema: Entwicklung eines Prüfstandes zur Bestimmung des Einflusses einer oszillierenden Anregung auf das Fließ- und thermische Verhalten einer Thermoplastschmelze

Erstprüfer: Prof. Dr.-Ing. Rolf Kademann (Hochschule Merseburg)

Zweitprüfer: Stephan Lehmann M. Sc. (Fraunhofer IMWS)

Halle, den 26.10.2017

Hochschule Merseburg (FH)

Fachbereich Ingenieur- und Naturwissenschaften

Aufgabenstellung

für die Masterarbeit (FH)

von Herrn Henrik Wunram (MMIP-15)

Thema: Entwicklung eines Prüfstandes zur Bestimmung des Einflusses einer oszillierenden Anregung auf das Fließ- und thermische Verhalten einer Thermoplastschmelze

Betreuer: Prof. Dr. – Ing. Rolf Kademann; Hochschule Merseburg (FH); Fachbereich INW
Stephan Lehmann M. Sc.; Fraunhofer-Institut für Mikrostruktur von Werkstoffen & Systemen

Aufgabenstellung:

Die Viskosität von Thermoplastschmelzen kann mittels einer äußeren Anregung verändert werden. Es sind zwei Faktoren entscheidend, welche die Viskosität maßgeblich beeinflussen. Zum einen ist dies die bessere Entschlaufung der Polymerketten (strukturviskoses Verhalten von Thermoplastschmelzen). Zum anderen spielt die Erwärmung des Materials eine wichtige Rolle, welche durch innere Friktion (Kavitation) verursacht wird.

In der Arbeit sollen die Zusammenhänge untersucht werden, die die Viskosität der Thermoplastschmelzen beeinflussen (Frequenz, Temperatur, Schergeschwindigkeit, etc.). Für die Untersuchungen soll ein oszillierend angeregtes Werkzeug entwickelt werden, welches es ermöglicht, die einzelnen Effekte quantifizierbar voneinander zu trennen. Das Werkzeug soll an Hand eines Versuchsplanes validiert und erste Ergebnisse generiert werden. Die Untersuchungen sind auf Basis statistischer Versuchsplanung durchzuführen.

Die Ergebnisse sind in ingenieurwissenschaftlicher Art und Weise darzustellen.

Hinweise zur Lösung der Aufgabenstellung

1. Einarbeitung in die Thematik und Analyse der Ist-Situation
2. Auslegung & Konstruktion des Werkzeugs (+ externe Fertigung)
3. Funktionsnachweis des Werkzeugs
4. Planung und Durchführung experimenteller Untersuchungen
5. Dokumentation der Vorgehensweise und der Ergebnisse

Anzahl der Exemplare: 3 (zuzüglich 1 Exemplar in digitaler Form)

Prof. Dr. – Ing. M. Staiger
Vorsitzender des Prüfungsausschusses
des Studiengangs MMIP

Prof. Dr. – Ing. R. Kademann
Themenstellender Hochschullehrer

Abstract

Thema der Arbeit: Entwicklung eines Prüfstandes zur Bestimmung des Einflusses oszillierender Anregung auf das Fließ- und thermische Verhalten einer Thermoplastschmelze

Erstellt von: Henrik Wunram
Matrikelnummer: 19073
Hochschule Merseburg

Abgabedatum: 27.10.2017

Betreuer: Prof. Dr.-Ing. Rolf Kademann (Hochschule Merseburg)
Stephan Lehmann, M. Sc. (Fraunhofer – IMWS)

Inhalt der vorliegenden Masterarbeit ist die Entwicklung eines Prüfstandes, durch den rheologische Messungen an einer Thermoplastschmelze ermöglicht werden. Der Prüfstand soll die Viskosität und die Temperatur der Kunststoffschmelze quantifizieren können. Gleichzeitig gilt es eine schwingende Anregung des Schmelzestroms zu realisieren, sodass in weiterführenden Versuchen der Einfluss dieser oszillierenden Anregung auf die Schmelzeviskosität und –temperatur bestimmt werden kann.

Nach einer ausführlichen Recherche wissenschaftlicher Publikationen mit dem thematischen Schwerpunkt der oszillierenden Anregung thermoplastischer Schmelzen wurde ein CAD-Modell konstruiert, welches die Erkenntnisse der Literaturrecherche berücksichtigt und den existierenden Normen für rheologische Versuche gerecht wird. Anhand der erstellten Konstruktionsunterlagen wurde das entwickelte Werkzeug auf einer CNC-Fräse gefertigt. Benötigte Messeinrichtungen (Druck-, Temperaturlaufnehmer, Datenlogger, ...) wurden beschafft und der Versuchsstand vervollständigt. Ein zugehöriger Versuchsplan wurde entwickelt. In Folgeversuchen gilt es durch Umsetzung des Versuchsplans die Abhängigkeit der Viskosität und der Schmelztemperatur von den Parametern der oszillierenden Anregung (vor allem Frequenz und Amplitude) zu überprüfen.

Erklärung

Hiermit versichere ich, dass ich die vorliegende Masterarbeit ohne fremde Hilfe angefertigt habe und mich dabei anderer als der von mir angegebenen Hilfsmittel nicht bedient habe.

Halle, den 26.10.2017

Henrik Wunram

Inhaltsverzeichnis

Abbildungsverzeichnis.....	7
Tabellenverzeichnis.....	9
Abkürzungsverzeichnis.....	10
1. Einleitung	13
2. Zielsetzung der Arbeit	15
3. Grundlagen der Rheologie	16
3.1. Thermoplasten als Alternative zu duroplastischen Matrizen	16
3.2. Viskosität.....	19
3.3. Rheologie.....	21
3.4. Arten von viskosem Verhalten.....	22
3.4.1. Newtonsche Fluide	22
3.4.2. Nichtnewtonsche Fluide.....	23
3.4.2.1. Thixotropie und Rheopexie.....	24
3.5. Berechnung der Viskosität in Theorie und Praxis.....	25
3.5.1. Korrekturverfahren der Berechnungen	26
3.5.1.1. Korrektur nach Bagley	26
3.5.1.2. Korrektur nach Weißenberg-Rabinowitsch	27
3.5.2. Berechnung der Viskosität über das Hagen-Poiseuillsche Gesetz	27
4. Einflussgrößen auf die Viskosität thermoplastischer Schmelzen ..	30
4.1. Oszillierende Anregung thermoplastischer Schmelzen	31
4.1.1. Variable Parameter bei Versuchen mit oszillierender Anregung.....	32
4.1.1.1. Frequenz.....	32
4.1.1.2. Amplitude	35
4.1.1.3. Schergeschwindigkeit	36
4.1.1.4. Temperatur.....	38

4.1.1.5.	Druck.....	40
4.1.1.6.	Anregungsort und Anregungsrichtung.....	41
4.1.1.7.	Molmasse.....	42
4.1.2.	Fazit	43
5.	Auslegung und Konstruktion des Werkzeugs	44
5.1.	Geometrie des Strömungskanals	44
5.2.	Wahl der Druck-/ Temperatursensoren	47
5.3.	Fördervolumen und Druckverlust	48
5.4.	Reynoldszahl.....	50
5.5.	Einlauflänge	51
5.6.	Heizpatronen, Temperaturfühler, Heißkanalregelgerät	52
5.7.	Geteilte Ausführung des Werkzeugs.....	56
5.8.	Gestaltung der Sonotrode	63
6.	Versuchsplan und Versuchsaufbau	65
6.1.	Vollfaktorieller Versuchsplan	66
6.2.	Teilfaktorieller Versuchsplan	68
6.3.	Versuchsaufbau	69
7.	Zusammenfassung und Ausblick.....	72
	Quellen.....	73
	Anhang.....	81

Abbildungsverzeichnis

Abbildung 1: Bestandteile der Viskositätsfunktion duroplastischer Matrizen	20
Abbildung 2: Schematische Darstellung der Schichtenströmung	20
Abbildung 3: Verschiedene Arten von viskosem Verhalten	24
Abbildung 4: Thixotropes und rheopektisches Materialverhalten	24
Abbildung 5: Diagramm zur Korrektur nach Bagley	26
Abbildung 6: Newtonscher und strukturviskoser Geschwindigkeitsverlauf	26
Abbildung 7: Maßgebliche Einflussfaktoren auf die Viskosität	30
Abbildung 8: Anzahl veröffentlichter Publikationen	32
Abbildung 9: Viskositätsverlauf einer PP-Schmelze	33
Abbildung 10: MFI verschiedener PP/CB-Schmelzen	33
Abbildung 11: Scheinbare Viskosität einer HDPE-Schmelze	34
Abbildung 12: Scheinbare Viskosität einer PS-Schmelze	34
Abbildung 13: Scheinbare Viskosität einer ABS-Schmelze	34
Abbildung 14: Einfluss der Amplitude auf die Viskosität einer PP-Schmelze	35
Abbildung 15: Einfluss der Amplitude auf die Viskosität einer PS-Schmelze	35
Abbildung 16: Einfluss der Amplitude auf die Druckdifferenz	36
Abbildung 17: Einfluss geringer Schergeschwindigkeiten auf die Viskosität	37
Abbildung 18: Einfluss hoher Schergeschwindigkeiten auf die Viskosität	37
Abbildung 19: Verlauf der Druckdifferenz	38
Abbildung 20: Scheinbare Viskosität in Abhängigkeit der Schergeschwindigkeit	39
Abbildung 21: Einfluss der Temperatur auf die Viskosität einer PP Schmelze	39
Abbildung 22: Druckabhängigkeit von PP bei 180°C und 200°C	41
Abbildung 23: Unmittelbare Anregung der Schmelze in Fließrichtung (Kolben)	41
Abbildung 24: Konstanter Sonotrodenquerschnitt bei inkonstanter Membranstärke	45
Abbildung 25: Inkonstanter Sonotrodenquerschnitt bei konstanter Membranstärke	45
Abbildung 26: Einsatzbuchsen verschiedener Größen	47
Abbildung 27: Einbaumaße der Druck-/ Temperatursensoren, inkl. Einsatzbuchse	47
Abbildung 28: Paralleler Anschluss der Druckschläuche	53
Abbildung 29: Schräger Anschluss der Druckschläuche	53
Abbildung 30: Ungeteiltes Werkzeug in der Entwicklungsphase	54
Abbildung 31: Ungeteiltes Werkzeug in der Entwicklungsphase	54

Abbildung 32: Geteilte Ausführung ohne Normteile (Zusammenbau)	59
Abbildung 33: Geteilte Ausführung ohne Normteile (Explosionsdarstellung)	59
Abbildung 34: Reales Werkzeug im zusammengebauten Zustand	62
Abbildung 35: Reales Werkzeug in seinen Einzelteilen	62
Abbildung 36: Sonotrode in CATIA	63
Abbildung 37: Baugruppe mit Anbauteilen	63
Abbildung 38: Zweifaktorieller Versuchsplan (T; f)	66
Abbildung 39: Dreifaktorieller Versuchsplan (T; f; V)	66
Abbildung 40: Vierfaktorieller Versuchsplan (T; f; p; A)	66
Abbildung 41: Vierfaktorieller Versuchsplan (T; f; p; H)	66
Abbildung 42: Fünffaktorieller Versuchsplan (vollständig faktoriell)	67
Abbildung 43: Fünffaktorieller Versuchsplan (teilstufig)	69
Abbildung 44: Schematische Darstellung des Versuchsaufbaus	70
Abbildung 45: Schaltplan zur Spannungsversorgung der Sensoren	70
Abbildung 46: Kabelbox, Heißkanalregelgerät, Datenlogger (v.l.n.r.)	70
Abbildung 47: Werkzeug im Versuchsaufbau	71
Abbildung 48: Einschneckenextruder mit angeschlossenen Druckschläuchen	71

Tabellenverzeichnis

Tabelle 1: Bruchdehnungswerte verschiedener Faserarten	17
Tabelle 2: Bruchdehnungswerte verschiedener Matrixmaterialien	17
Tabelle 3: Eigenschaften von Thermo- und Duroplasten im Vergleich	18
Tabelle 4: Teilgebiete der Rheologie und ihre Aufgaben	21
Tabelle 5: Toleranzmaße der verwendeten Passungen	59

Abkürzungsverzeichnis

Abkürzungen

Abkürzung	Bedeutung
ABS	Acrylnitril-Butadien-Styrol
EP	Epoxid
FKV	Faser-Kunststoff-Verbund
FVK	Faserverstärkte Kunststoffe
HDPE	Polyethylen mit hoher Dichte
IMWS	Institut für Mikrostruktur von Werkstoffen und Systemen
LLDPE	lineares Polyethylen niederer Dichte
MFI	Schmelzefluss-Index
PE	Polyethylen
PEEK	Polyetheretherketon
PP	Polypropylen
PP/CB	Polypropylen mit Rußzusatz
PPS	Polyphenylensulfid
PS	Polystyrol
PTFE	Polytetrafluorethylen
SBR	Styrol-Butadien-Kautschuk

Lateinische Formelzeichen

Variable	Bedeutung	Einheit
A	Fläche	m ²
A _{erf}	erforderlicher Querschnitt	mm ²
a	Amplitude	µm, mm
b	Breite	mm, cm, m
b _{KA}	Breite des Kanals im Anbau	mm
b _{min}	Mindestbreite	mm
b _{WZ}	Gesamtbreite des Werkzeugs	mm
c	Wärmekapazität	kJ/(kg·K)
d	Durchmesser	mm, cm, m
d _{DS}	Außendurchmesser eines Druckschlauchs	mm
d _{DSN}	Nennendurchmesser eines Druckschlauchs	mm
d _{erf}	erforderlicher Durchmesser	mm

d_h	hydraulischer Rohrleitungsdurchmesser	mm
d_{h_Spalt}	hydr. Rohrleitungsdurchmesser bei Spaltgeometrie	mm
d_{Korn}	Korndurchmesser	μm
$d_{Zuführung}$	Durchmesser der zuführenden Leitung	mm
F	Kraft	N
$F_{Schraube}$	pro Schraube wirkende Kraft	N
f	Frequenz	Hz
h	Höhe	mm, cm, m
h_{KA}	Höhe des Kanals im Anbau	mm
h_{min}	Mindesthöhe des Kanals	mm
h_{min_Korn}	Mindesthöhe des Kanals bedingt durch Korngröße	mm
h_{min_Rau}	Mindesthöhe des Kanals bedingt durch Rauhtiefe	mm
h_{WZ}	Gesamthöhe des Werkzeugs	mm
K	K-Wert (Faktor der Spaltgeometrie)	-
K_{flach}	K-Wert für flachen Kanal	-
K_{hoch}	K-Wert für hohen Kanal	-
l	Länge	mm, cm, m
l_{DS}	Länge eines Druckschlauchs	mm
l_{hyd}	hydraulische Einlaufänge	mm
l_{KA}	Länge des Kanals im Anbau	mm
l_{kap}	Kapillarlänge	mm
l_{min}	Mindestlänge des Kanals	mm
l_{RK}	Länge des Rechteckkanals	mm
l_{WZ}	Gesamtlänge des Werkzeugs	mm
l_{zf}	Länge der Zusammenführung	mm
$l_{Zuführung}$	Länge der zuführenden Leitung	mm
Δl_h	thermisch bedingte Höhenänderung	mm
Δl_b	thermisch bedingte Breitenänderung	mm
Δl_l	thermisch bedingte Längenänderung	mm
m	Masse des Werkzeugs	g, kg
n_{HP}	Anzahl der Heizpatronen	Stk.
P	Heizleistung	W, kW
p	Druck	Pa, MPa,
p_E	Differenzdruck der Bagleykorrektur	Pa
p_1	Messwert des ersten Drucksensors	Pa, bar
p_2	Messwert des zweiten Drucksensors	Pa, bar
Δp	Differenzdruck	Pa

Q	Wärmeenergie	J, kJ
\dot{Q}	Wärmestrom	J/s, W
Re	Reynoldszahl	-
Re_{krit}	kritische Reynoldszahl	-
$R_{a_Fräsen}$	Oberflächenrauigkeit gefräster Teile	μm
R_e	Streckgrenze	N/mm^2
R_m	Zugfestigkeit	N/mm^2
r	Radius	mm, cm, m
r_{kap}	Kapillarradius	mm
$r_{WZ_äqu}$	Radius des äquivalenten Werkzeugs	mm
S_F	Sicherheitsfaktor	-
T	Temperatur	$^{\circ}\text{C}$, K
T_U	Umgebungstemperatur	$^{\circ}\text{C}$, K
ΔT	Temperaturdifferenz	$^{\circ}\text{C}$, K
t_1	Messwert des Temperatursensors	$^{\circ}\text{C}$, K
U	Umfang	mm, cm, m
V	Volumen	mm^3 , cm^3
\dot{V}	Volumenstrom	m^3/s
v	Geschwindigkeit	m/s
\bar{v}	durchschnittliche Strömungsgeschwindigkeit	m/s

Griechische Formelzeichen

Variable	Bedeutung	Einheit
α	Wärmeübergangskoeffizient	$\text{W}/(\text{m}^2 \cdot \text{K})$
$\dot{\gamma}$	Schergeschwindigkeit	1/s
$\dot{\gamma}_{ap}$	scheinbare Schergeschwindigkeit	1/s
δ_{tL}	Thermischer Längenänderungskoeffizient	1/K
ε_B	Bruchdehnung	%
ε_{B_duro}	Bruchdehnung von Duroplasten	%
η_{ap}	scheinbare dynamische Viskosität	$\text{Pa} \cdot \text{s}$
η	dynamische Viskosität	$\text{Pa} \cdot \text{s}$
ρ	Dichte	kg/m^3
σ_{zul}	zulässige Spannung	N/mm^2
τ	Schubspannung	N/m^2
τ_{ap}	scheinbare Schubspannung	N/m^2
u	Kinematische Viskosität	m^2/s

1. Einleitung

Seit Ende des 20. Jahrhunderts ist ein unaufhaltsamer Einzug von faserverstärkten Kunststoffen (FVK) in den Endverbraucheralltag zu beobachten. Dies betrifft einerseits Objekte, die im öffentlichen Leben wahrgenommen werden, beispielsweise Windräder oder Flugzeuge. Andererseits kommen FVK auch zunehmend in Produkten des privaten Besitzes vor. Beispiele sind Motorradhelme, Tennisschläger und immer öfter werden Komponenten in dem eigenen PKW durch FVK-Bauteile ersetzt. Dabei ist der Grund für die Abkehr von den herkömmlich verwendeten Materialien hin zu FVK in den meisten Fällen die hohe Gewichtsersparnis. Gleichzeitig ist bei belastungsgerechter Konstruktion der Bauteile eine mindestens gleichwertige mechanische Belastbarkeit im Vergleich zum Einsatz klassischer Materialien gewährleistet.

Das öffentliche Bewusstsein für die Endlichkeit irdischer Ressourcen nimmt mit den konstanten Preisanstiegen fossiler Brennstoffe unweigerlich zu. Durch diese Rohstoffverknappung wird die eigentlich teurere Herstellung von Produkten aus FVK immer konkurrenzfähiger, denn verringerte Bauteilmassen bedeuten einen effizienteren Betrieb der bewegten Bauteile. Dies rentierte sich in finanzieller Hinsicht historisch zunächst in der Luft- und Raumfahrttechnik, wo besonders große Massen mit hohen Geschwindigkeiten bewegt werden und bereits frühzeitig ein Augenmerk auf die Einsparung von Gewicht gelegt wurde. In diesem Industriebereich ist der Einsatz von FVK längst Stand der Technik. Doch mit fortschreitendem Umweltbewusstsein wird auch bei kleineren und leichteren Komponenten eine Gewichtsoptimierung durch den Einsatz von FVK zu Gunsten eines kostengünstigeren Betriebs in Betracht gezogen. Der dabei mit Abstand größte Markt ist die Automobilbranche. Hier erfordern die enorm hohen Stückzahlen einen hochautomatisierten und qualitativ stabilen Fertigungsprozess.

Auf Grund der seit Beginn des 20. Jahrhunderts gereiften Kenntnis im Umgang mit duroplastischen Matrixwerkstoffen, wurden diese bereits in der Luft- und Raumfahrt eingesetzt und sind auch heutzutage noch der übliche Werkstoff bei der Fertigung von FVK-Teilen für den PKW. In der Praxis weisen thermoplastische Matrizen in vielen Belangen jedoch deutliche Vorzüge gegenüber Duroplasten auf. Problematisch ist aber die hohe Viskosität thermoplastischer Schmelzen und die

damit einhergehende erschwerte Verarbeitbarkeit gegenüber duroplastischen Matrizen. Aus diesem Grund sind kurze Taktzeiten und ein damit ökonomischer Betrieb in der Serienfertigung von FVK-Bauteilen auf thermoplastischer Basis bisher nicht realisierbar.

Das Fraunhofer-Institut für Mikrostruktur von Werkstoffen und Systemen (IMWS) am Standort Schkopau forscht unter anderem an der Weiterentwicklung der idealen Verarbeitungsart thermoplastischer Matrizen. Die kontrollierte Viskositätsverringering thermoplastischer Schmelzen und die dafür unbedingt notwendige Quantifizierbarkeit der Viskosität sind in diesem Bereich der Forschung von übergeordnetem Interesse. Neben herkömmlichen Prozessparametern, die als gängige Stellgrößen in der Praxis bereits Anwendung finden, gibt es Prozessgrößen, deren Einfluss auf die Viskosität zwar prinzipiell bekannt ist, ihr praktischer Einsatz aber auf Grund von zusätzlicher Komplexität des Versuchsaufbaus in der Realität nach wie vor Seltenheitswert besitzt. Eine dieser besonderen Prozessgrößen stellt die oszillierende Schmelzeanregung dar.

2. Zielsetzung der Arbeit

Der Fokus dieser Arbeit liegt auf der Konstruktion und Fertigung eines Pilotprüfstandes, durch den quantifizierte Aussagen zu dem Einfluss einer oszillierenden Anregung auf ausgewählte Größen einer thermoplastischen Schmelze ermöglicht werden. Vorrangig geht es dabei um die Veränderung der Viskosität durch Energieeinbringung in Form von Schwingungen. Folglich ist es zwingend notwendig, dass der Versuchsstand eine Bestimmung der Viskosität ermöglicht, um ihre Veränderung überhaupt quantifizieren zu können. Darüber hinaus soll die Temperatur der Materialschmelze erfasst werden, sodass auch hier eventuelle Veränderungen durch eine oszillierende Anregung nachgewiesen werden können.

Für die Entwicklung eines Versuchstands, der diese Anforderungen erfüllt und gleichzeitig auf einem technisch aktuellen Stand ist, ist eine umfangreiche Recherche nach wissenschaftlichen Publikationen notwendig, in denen sich bereits mit der oszillierenden Anregung thermoplastischer Schmelzen beschäftigt wurde. Der Schwerpunkt liegt dabei auf den bisher variierten Größen und einem Vergleich der qualitativen Aussagen dieser Arbeiten untereinander zum Einfluss der jeweiligen Prozessgrößen auf die Viskosität der Schmelze.

Bei der anschließenden Konstruktion des Prüfstandes fließen diese Erkenntnisse aus der vorherigen Literaturrecherche ein. Zudem gilt es Normen und Vorschriften für rheologische Versuche zu berücksichtigen, um die Aussagekraft späterer Versuchsergebnisse sicherzustellen. Des Weiteren sind Normteile zu berechnen und auszulegen (Festigkeitsberechnung von Schrauben, Auswahl von Passungen, Bestimmung der benötigten Heizleistung, ...), um die Funktionstüchtigkeit des Versuchsstands in der Praxis zu gewährleisten. Nach dem Abschluss der konstruktiven Arbeiten mittels CAD sollen die zugehörigen Fertigungsunterlagen erstellt werden. Aus einer statistischen Versuchsplanung wird ein Versuchsplan hervorgehen, welcher einen größtmöglichen Erkenntnisgewinn gewährleistet. Das gefertigte Werkzeug ist in den Versuchsaufbau zu integrieren und soll in einem ersten Probelauf verifiziert werden.

3. Grundlagen der Rheologie

3.1. Thermoplasten als Alternative zu duroplastischen Matrizen

Das Ziel aller Produktionsprozesse ist eine stabile Arbeitsweise der Prozesse bei guter Produktqualität und gleichzeitig ökonomischem Betrieb - also möglichst geringen Kosten. Geringe Kosten können vor allem dann gewährleistet werden, wenn sämtliche Prozessabläufe optimiert sind und eine hohe Prozesskenntnis vorhanden ist. Außerdem resultiert aus dem Wunsch nach Kostenreduzierungen auch die Forderung nach kurzen Prozessdauern, welche die Wirtschaftlichkeit der Produktion maßgeblich erhöhen. [WEST16, S. 62f.]

Auf Grund dieser Tatsachen wird im Bereich der seriengefertigten Produkte aus FVK mit mechanisch belasteten Einsatzzwecken nahezu ausschließlich auf duroplastische Matrixwerkstoffe gesetzt. Diese weisen im verarbeitbaren, flüssigen Zustand eine geringe Viskosität auf (EP-Harz: $0,7 Pa \cdot s$; EP-Härter: $0,35 Pa \cdot s$) und lassen sich im Imprägnierprozess somit gut verwenden [RGWE09]. Die Kenntnis über die duroplastische Werkstoffklasse als Verbundmaterial ist historisch verhältnismäßig weit ausgereift und tiefergehend erforscht. Seit vielen Jahren steht der duroplastischen Matrix jedoch der Einsatz von thermoplastischen Matrixwerkstoffen gegenüber. Für diese Betrachtung gibt es mehrere Gründe, welche im Folgenden kurz erläutert werden sollen.

Nach [KLOT14] liegt der gravierendste Nachteil von duroplastischen Matrizen gegenüber thermoplastischen Matrizen in der endgültigen und irreversiblen Formgebung. Duroplastische Bauteile lassen sich nach ihrer Urformung nicht mehr umformen, da sie im Gegensatz zu Thermoplasten keinen Erweichungsbereich besitzen, welcher durch Erwärmen des Bauteils erreicht werden könnte. Dadurch weisen duroplastische Matrizen einen erhöhten Fertigungsaufwand auf, denn die Verbindung des Harz-Härter Gemischs muss unter optimalen Rahmenbedingungen (Temperatur / Druck / Luftfeuchtigkeit / ...) stattfinden. Das Resultat ist eine erhöhte Prozessdauer, welche dem oben angesprochenen Aspekt der ökonomischen Fertigung nicht zuträglich ist.

Ein weiterer ausschlaggebender Grund für die Betrachtung der thermoplastischen Alternative als Matrixwerkstoff ist die hohe Bruchdehnung von thermoplastischen

Matrizen. Duroplastische Matrizen haben im Allgemeinen eine geringe Bruchdehnung im Bereich von $\varepsilon_{B_duro} \approx 0,3 \dots 2\%$ [BARG06, S. 385]. Das daraus resultierende Problem besteht darin, dass die duroplastische Matrix unter Zugbelastung vor den in ihr eingelagerten Fasern versagt und die mechanischen Eigenschaften des Bauteils im Ganzen durch dieses verfrühte Versagen limitiert werden. Die Matrix sollte also generell eine höhere Bruchdehnung als die jeweils im Faser-Kunststoff-Verbund (FKV) verwendete Faserart aufweisen, sodass der Nutzungsgrad der Fasereigenschaften ein Optimum erreicht [AUGU89, S. 6]. Um diese ideale Ausnutzung der Fasern zu gewährleisten, sollte die Bruchdehnung der Matrix das Doppelte bis Dreifache der Bruchdehnung der verwendeten Fasern betragen [ZEPF97, S. 29] [BONN09, S. 55]. Die Bruchdehnungswerte thermoplastischer Materialien werden dieser Anforderung gerecht (siehe Tabelle 1 & Tabelle 2).

Tabelle 1: Bruchdehnungswerte verschiedener Faserarten [BAUN17] [LANG17] [RGWE17]

Fasern	Bruchdehnung [%]
Glasfaser	~ 5 %
Kohlefaser	1,8 %
Aramidfaser	2,4 %
Hanfaser	2,5 %
Baumwolle	10 %
Naturseide	30 %

Tabelle 2: Bruchdehnungswerte verschiedener Matrixmaterialien [LIED17, PEEK] [LIED17, PPS] [LIED17, PTFE] [HPTE17] [ELEC06]

Matrixwerkstoff	Bruchdehnung [%]
PEEK	20 %
PPS	8 %
PTFE	300 %
Epoxid	0,3 ... 4,5 %
ungesätt. Polyesterharz	1,7 ... 3,5 %

Bei jedem Produkt stellt sich im Lebenszyklus früher oder später die Frage nach einer Wartung, Instandhaltung oder Reparatur des Produkts. Wie zuvor angesprochen, erfolgt bei dem Herstellungsprozess von duroplastischen Objekten eine irreversible Formgebung. Auch eine spätere Reparatur des Bauteils (lokale Schädigung in Folge eines Unfalls o. ä.) ist nur schwer möglich, sodass das Bauteil oftmals vollständig ersetzt werden muss. Produkte auf thermoplastischer Basis hingegen können durch thermische Energiezufuhr erweicht, nach dem Urformprozess formgebend bearbeitet und damit auch in Stand gesetzt werden (bspw. Bootsrumph nach Kollision; beschädigter Flugzeugflügel, Autotür / -motorhaube, ...) [BONN09, S. 54]. Dies begründet das Interesse an einer thermoplastischen Matrix vor allem für hochwertige und teure Produkte, bei denen eine Reparatur aus Kostengründen dem vollständigen Ersetzen des beschädigten

Bauteils vorzuziehen wäre.

Hinsichtlich der weiteren Werkstoffeigenschaften begegnen sich technische Thermoplasten und Duroplasten bei vielen Aspekten mittlerweile auf Augenhöhe (siehe Tabelle 3). Einige wenige Eigenschaften sind jedoch grundsätzlich unterschiedlich, sodass beispielsweise die durchschnittliche Wasseraufnahme bei Thermoplasten meist gering gegenüber derer von duroplastischen Kunststoffen ausfällt – was sich in den meisten Einsatzfällen positiv für thermoplastische Matrizen auswirkt (Steigerung der Wetterfestigkeit des hergestellten Produktes).

Tabelle 3: Eigenschaften von Thermo- und Duroplasten im Vergleich [FLEM13, S. 143 f.]

Eigenschaft	Thermoplast	Duroplast
Kurzzeiteigenschaften (Zug, Druck, Biegung)	sehr hoch	sehr hoch
Schlagzähigkeit	sehr gut	gut
Kriechneigung	gering	gering
Chem. Beständigkeit	gut (teilkristalline Thermopl.)	gut
Wasseraufnahme	gering	relativ hoch
Brandverhalten	gut	schlecht
Recycling	möglich	eingeschränkt möglich
Imprägnierung von Faser & Gewebe	schwierig	Stand der Technik
Lagerstabilität des Halbzeugs	unbegrenzt	eingeschränkt
Handhabung bei der Verarbeitung	schwierig, steifes HZ bei RT	bei RT flexibel & flüssig
Integrationsgrad bei BT-Herstellung	hoch	hoch
Vorrichtungsaufwand	hoch	weniger hoch
Prozessdauer	kurz (Min.)	lang (Std.)

Doch die erschwerte Verwendung im Imprägnierprozess der Fasern und der dadurch insgesamt unökonomischere Einsatz von Thermoplasten gaben und geben Duroplasten in den meisten Anwendungsfällen den Vorzug. Auf Grund der Verschiebung der Prioritäten hinsichtlich der Werkstoffauswahlen für neue oder weiterentwickelte FKV-Produkte (Optimaler Fasernutzungsgrad, Umweltfreundlichkeit, Recycling, ...) wird vermehrt an der schlechten Verarbeitbarkeit thermoplastischer Matrizen geforscht. Ziel soll es sein, die Imprägnierung im Herstellungsvorgang von FKV mindestens auf den Standard von duroplastischen FKV zu steigern, sodass dieser gravierende Nachteil der schlechten

Verarbeitbarkeit vollständig korrigiert ist. Die kritische Größe stellt hierbei die Viskosität der Kunststoffschmelze dar, welche bei duroplastischen Matrizen um das 30 – 300 fache geringer und damit deutlich fließfähiger ist (bspw.: duroplastisches EP-Harz-Härter Gemisch: $16,7 Pa \cdot s$; thermoplastische Schmelzen: $500 - 5000 Pa \cdot s$) [ELEC06] [WEUS08]. Sollte die Viskosität thermoplastischer Schmelzen stark verringert werden können, so wäre durch das beschleunigte Tränken der Fasern von einem deutlich wirtschaftlicheren Imprägnierprozess auszugehen. Die Abhängigkeit der Tränkungsdauer von der Viskosität stellt AUGUSTIN dar und verweist darauf, dass mit abnehmender Viskosität eine Tränkung durch Kapillarwirkung zunehmend besser funktioniert. Die benötigten Prozessdrücke würden dadurch zeitgleich deutlich sinken. [AUGU89, S. 20 f.]

3.2. Viskosität

Die im Sprachgebrauch als „Zähigkeit“ bezeichnete Materialeigenschaft eines Fluids wird fachlich korrekt als Viskosität bezeichnet und ist das Resultat der inneren Reibung des fließenden Mediums. Beim Strömen tritt im Medium ein Geschwindigkeitsgradient innerhalb des Mediums auf, welcher sich in unterschiedlicher Art und Weise ausbilden kann. Dieses Geschwindigkeitsgefälle ist abhängig von der Wechselwirkung auf molekularer Ebene zwischen den einzelnen Strömungsschichten. Je nach Stärke der Molekülbewegung wechseln einzelne Moleküle von einer Strömungsschicht in die benachbarte. Dies hat zur Folge, dass Moleküle aus langsamen Strömungsschichten beim Wechsel in eine schnellere, benachbarte Strömungsschicht ausbremsend wirken (Impulstransport). Im umgekehrten Fall beschleunigt ein aus einer schnellen Strömungsschicht in eine langsamere Schicht wechselndes Molekül diese Strömungsschicht. [HUET08, S. B99] Je nach Stärke dieser gegenseitigen Beeinflussung benachbarter Schichten und dem Grad der molekularen Verbindungen (Länge von Atomketten, wirkende van-der-Waals-Kräfte, ...) spricht man von einem hochviskosen (zähen) oder niederviskosen (flüssigen) Medium.

Darüber hinaus begründet sich über diese Molekularbewegungen auch die in der Regel zu beobachtende Temperaturabhängigkeit der Viskosität von Flüssigkeiten. Bei erhöhter Temperatur findet eine deutlich stärkere Bewegung der Moleküle statt. Infolgedessen erhöht sich ihr Abstand zueinander und reduziert sich gleichzeitig ihre

gegenseitige Anziehungskraft – die Viskosität nimmt ab. [SCHA07, S. 21] Nach [MESC06, S. 110] wird dieses Phänomen auf die „Theorie der Platzwechselforgänge“ zurückgeführt: die molekulare Verzahnung zwischen benachbarten Schichten ist mit steigender Temperatur überwindbar, da zunehmend Aktivierungsenergie für Platzwechselforgänge vorhanden ist.

Bei Duroplasten steht diesem physikalischen Aufschmelzen (Viskositätsverringering) jedoch eine chemische Vernetzung gegenüber (Viskositätserhöhung) (siehe Abbildung 1), sodass sich die Temperaturabhängigkeit der Viskosität bei diesen Materialien deutlich von Thermoplasten unterscheidet [BUCH17, S. 2].

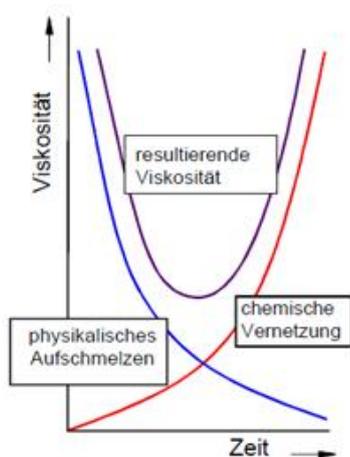


Abbildung 1: Bestandteile der Viskositätsfunktion duroplastischer Matrizen [BUCH17 S.2]

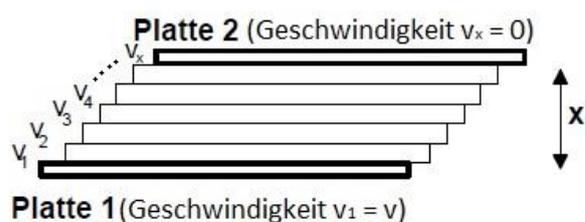


Abbildung 2: Schematische Darstellung der Schichtenströmung und des Geschwindigkeitgradientens [UCKE17, S. 83]

Auf Grund dieser Temperaturabhängigkeit der Viskosität von Flüssigkeiten postuliert UCKE, dass die Angabe der Viskosität eines Fluids unweigerlich mit der Nennung der zugehörigen Temperatur einhergehen muss, um nachvollziehbar und aussagekräftig zu sein [UCKE17, S. 85]. Gleichzeitig ist dabei zu beachten, dass mit steigender Temperatur ein thermischer Abbau in der Kunststoffschmelze vonstatten geht, welcher die späteren Materialeigenschaft maßgeblich negativ beeinflusst. Die Senkung der Viskosität durch stärkeres Erhitzen der Kunststoffschmelze ist also nur in gewissen Maßen praktikabel [AUGU89, S. 22].

In der wissenschaftlichen Literatur wird bei der Viskosität zwischen der dynamischen und kinematischen Viskosität unterschieden. In der Regel ist die dynamische Viskosität gemeint, wenn ohne weitere Zusätze von „Viskosität“ die Rede ist. Sie ist die Proportionalitätskonstante, welche den Bezug zwischen der aufzubringenden

Kraft F und die durch sie mit der Geschwindigkeit v verschobene Strömungsschicht (Höhe x) über der Fläche A herstellt [UCKE17, S. 83]:

$$F = \eta \cdot A \cdot \frac{v}{x} \quad (3-1)$$

Allgemein berechnet sich die sogenannte dynamische Viskosität η in Abhängigkeit von der Schubspannung τ und der Schergeschwindigkeit $\dot{\gamma}$ zu [WORT13, S. 23]:

$$\eta = \frac{\tau}{\dot{\gamma}} \left[\frac{\frac{N}{m^2}}{\frac{1}{s}} = \frac{\frac{kg \cdot m}{s^2} \cdot s}{m^2} = Pa \cdot s \right] \quad (3-2)$$

Darüber hinaus existiert die kinematische Viskosität ν , welche sich aus dem Quotienten von dynamischer Viskosität η und der jeweiligen Materialdichte ρ errechnet:

$$\nu = \frac{\eta}{\rho} \left[\frac{Pa \cdot s}{\frac{kg}{m^3}} = \frac{kg \cdot m^2 \cdot s}{s^2 \cdot kg} = \frac{m^2}{s} \right] \quad (3-3)$$

Ob es sich bei einer quantitativen Angabe zur Viskosität um die dynamische oder kinematische Viskosität handelt, lässt sich also mit Bestimmtheit an ihrer Einheit erkennen, da sich aus $Pa \cdot s$ (dynamische Viskosität) bei der Umrechnung in die kinematische Viskosität die Einheit $\frac{m^2}{s}$ ergibt (siehe Formel (3-3)).

3.3. Rheologie

Die Rheologie (griech.: *rhein* ‚fließen‘; griech.: *logos* ‚Lehre‘) wird auch als „Fließkunde“ oder „Lehre von der Deformation und vom Fließen der Substanzen“ bezeichnet [MEZG06, S.16]. Sie lässt sich in fünf Teilgebiete mit unterschiedlichen Aufgabenbereichen gliedern (siehe Tabelle 4) [PAHL95, S. 1].

Tabelle 4: Teilgebiete der Rheologie und ihre Aufgaben

Teilgebiet	Aufgabe
Rheometrie	Messen
Phänomenologische Rheologie	Beschreiben
Theoretische Rheologie	Mathematisieren
Strukturheologie	Erklären
Angewandte Rheologie	Anwenden

Die Rheometrie (griech.: rhein ‚fließen‘; von griech.: metría ‚messen‘) unterscheidet sich dabei von den vier weiteren Teilgebieten durch ihren experimentellen Charakter. Wie die griechische Wortherkunft andeutet, steht hierbei die Aufnahme von Messwerten im Vordergrund, während das Augenmerk der weiteren rheologischen Gebiete auf der wissenschaftlichen Formulierung abgeleiteter Regeln und Erklärungen liegt.

Da die späteren Untersuchungen in der vorliegenden Arbeit ihren Schwerpunkt maßgeblich auf der Bestimmung und Veränderung der Viskosität thermoplastischer Schmelzen haben werden, wird im Folgenden auf die zugehörigen rheologischen und –metrischen Grundlagen eingegangen. Dadurch wird gewährleistet, dass der zu konstruierende Versuchsaufbau ein rheometrisch korrektes Arbeiten zulässt und anschließend mit den theoretischen Werkzeugen der Rheologie (Formeln, begründete Annahmen, ...) eine fundierte Auswertung vorgenommen werden kann.

3.4. Arten von viskosem Verhalten

3.4.1. Newtonsche Fluide

Äquivalent zu dem hookeschen Gesetz als Festigkeitshypothese von Feststoffen existiert für Fluide das sogenannte newtonsche Gesetz (siehe Formel (3-4)), welches ein linear-viskoses Fließverhalten voraussetzt. Dieses Gesetz beschreibt die Proportionalität zwischen der auftretenden Scherspannung τ und der vorliegenden Schergeschwindigkeit $\dot{\gamma}$. Die Proportionalitätskonstante η ist dabei die dynamische Viskosität.

$$\tau = \eta \cdot \dot{\gamma} \quad (3-4)$$

Doch wie bei der Beschreibung mechanischer Eigenschaften von Festkörpern durch das hookesche Gesetz, weist auch das newtonsche Gesetz in seiner Anwendbarkeit klare Grenzen auf. Seine Gültigkeit beschränkt sich ausschließlich auf Fluide, bei denen sich die Viskosität unabhängig von der Art und Größe der vorliegenden Belastung verhält (newtonsche Fluide). In der Praxis weisen flüssige Stoffe im Allgemeinen jedoch ein abweichendes Materialverhalten auf. Die exakte Beschreibung dieser nichtnewtonschen Fluide ist Hauptgegenstand der Rheologie. [WORT13, S. 3]

3.4.2. Nichtnewtonsche Fluide

Prinzipiell lässt sich ein Material von seinem rheologischen Verhalten her zwischen den idealisierten Extrema idealviskos und idealelastisch einordnen. Wasser stellt dabei das gängige Beispiel für einen Stoff mit nahezu idealviskosem Verhalten dar: Kennzeichnend ist die Tatsache, dass bei einer stetig von außen einwirkenden Kraft (bspw. Wind) eine kontinuierliche Verformung auftritt, welche nach einer Entlastung vollständig irreversibel erhalten bleibt. Feststoffe hingegen weisen bei einer auf sie einwirkenden Kraft eine geometrische Verformung auf, welche in ihrer Größe begrenzt und nach einer Entlastung (teilweise) reversibel ist. Bei vollständiger Reversibilität ist von einem idealelastischen Stoff die Rede. Als gängiges Beispiel wird in der Literatur hierfür oftmals eine Stahlkugel angeführt, die aus kleiner Höhe auf eine Stahlfläche fällt, sich minimal elastisch verformt und nach kurzem Hüpfen geometrisch unverformt zur Ruhe kommt. [PAHL95, S. 2 f.] [MEZG06, S. 17]

Auf Grund des Bezugs zum weiteren Inhalt dieser Arbeit wird im Folgenden ausschließlich auf die rheologischen Verhaltensarten von Flüssigkeiten eingegangen. Gegenüber Feststoffen erfolgt eine klare Abgrenzung durch die Tatsache, dass die Deformation von Flüssigkeiten bei Krafteinwirkung konstant fortschreitend ist [PAHL95, S. 2].

Neben dem bereits mehrfach angesprochenen newtonschen Verhalten einer Flüssigkeit, existieren flüssige Stoffe, bei denen sich die Viskosität in Abhängigkeit von der Stärke und der Art ihrer Belastung ändert. Sie werden der Kategorie der viskoelastischen Materialien zugeordnet. In Diagrammen wird dieses unterschiedliche Materialverhalten meist in Abhängigkeit von der Schergeschwindigkeit verdeutlicht (siehe Abbildung 3).

Fluide deren Viskosität sich mit zunehmender Schergeschwindigkeit erhöht, werden als scherverdickend oder auch dilatant bezeichnet. Im umgekehrten Fall wird von einer scherverdünnenden oder auch strukturviskosen Substanz gesprochen. In diesem Fall sinkt die Viskosität mit steigender Schergeschwindigkeit ab. Bingham-Fluide verhalten sich ähnlich wie strukturviskose Materialien, jedoch weisen sie die Besonderheit auf, dass ihr Materialverhalten erst ab einer bestimmten Grenzspannung viskos wird und sie sich zuvor reversibel verhalten (bspw. Zahnpasta). [MEZG06, S. 35 ff.]

3.4.2.1. Thixotropie und Rheopexie

Nichtnewtonsche Flüssigkeiten können weiterhin in Abhängigkeit ihres Verhaltens unter mechanischer Belastung eingeteilt werden. Dabei gibt es einerseits thixotrope Materialien, deren Viskosität bei mechanischer Belastung sinkt. Andererseits existieren rheopexe bzw. antithixotrope Flüssigkeiten, bei denen unter Einwirkung mechanischer Kräfte ein Anstieg der Viskosität zu beobachten ist. Sowohl Thixotropie als auch Rheopexie setzen aber voraus, dass das angeregte Material nach Beendigung der Anregung wieder seine Ausgangsviskosität erreicht. Die Viskositätsänderung muss also reversibel sein. [HABE08, S. 562]

Ein gängiges Materialbeispiel für Thixotropie ist Ketchup, der durch Schütteln fließfähiger wird. Jogurt hingegen verflüssigt sich zwar durch Schütteln – erreicht jedoch danach nicht mehr seine vorherige Viskosität, sodass hier nicht von Thixotropie gesprochen werden kann. [CHRI09, S. 194]

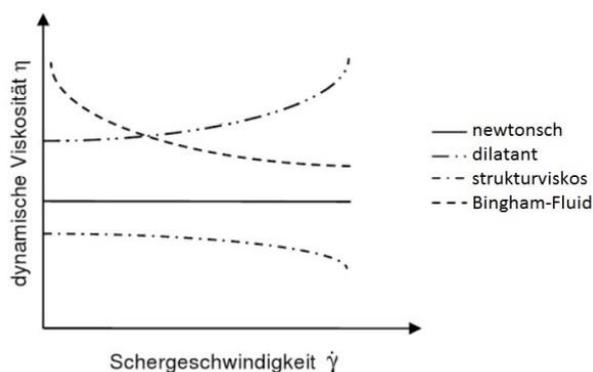


Abbildung 3: Verschiedene Arten von viskosem Verhalten [BEIT14, S.11]

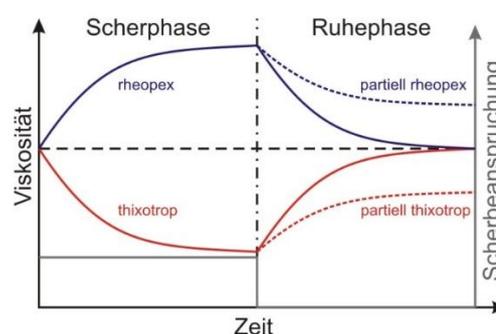


Abbildung 4: Thixotropes und rheopexisches Materialverhalten [SPUR17]

Das Phänomen der Thixotropie lässt sich chemisch auf molekularer Ebene erklären und basiert prinzipiell auf dem gleichen Effekt wie strukturviskoses Materialverhalten: Die miteinander verbundenen und verknoteten Molekülketten werden durch die mechanische Einwirkung voneinander getrennt, bzw. „entknotet“, sodass sie leichter aneinander vorbeigleiten können – die Viskosität sinkt. Nach Beendigung der mechanischen Belastung findet eine Wiederherstellung der Agglomerate statt, sodass die Viskosität ihren Ausgangswert erreicht. [CHRI09, S. 194] [ILLG16] Schwierig ist dabei eine klare Differenzierung zwischen Thixotropie und Strukturviskosität, da durch mechanisch einwirkende Kräfte in der Regel eine Anhebung der vorliegenden Schergeschwindigkeit einhergeht (bspw.: schnell

aneinander vorbeigleitende Schichten beim Schütteln einer Ketchupflasche). In der Theorie lassen sich diese beiden Phänomene jedoch klar voneinander differenzieren, da bei thixotropem Verhalten die Viskosität bei konstanter Belastung immer weiter absinkt. Durch die Strukturviskosität einer Schmelze wird unter konstanter Belastung hingegen ein stationärer Viskositätsendwert erreicht. [KREB11, S. 17]

Da diese Phänomene die in Versuchen ermittelte Viskosität maßgeblich beeinflussen können, sollte in Versuchsbeschreibungen und –auswertungen stets eine Angabe über die Art und den zeitlichen Umfang der materiellen Vorbehandlung erfolgen (sofern diese stattgefunden hat). [BELI13, S. 47]

3.5. Berechnung der Viskosität in Theorie und Praxis

Die in Kapitel 3.2 vorgestellte Formel (3-2) zur Ermittlung der dynamischen Viskosität η setzt eine Kenntnis über die in der Flüssigkeit herrschende Spannung τ und der Schergeschwindigkeit $\dot{\gamma}$ voraus. Die Schubspannung lässt sich in Abhängigkeit des Prüfdrucks p , der Kapillarlänge l_{kap} und dem Kapillarradius r_{kap} berechnen (Formel (3-5)). Die Schergeschwindigkeit hingegen ist abhängig von dem Volumenstrom \dot{V} und von dem Kapillarradius r_{kap} (Formel (3-6)). [ISO114] Die Gültigkeit als wahre Spannung, bzw. wahre Schergeschwindigkeit dieser Formeln beschränkt sich jedoch auf newtonsche Fluide. Da in der Realität nichtnewtonsche Fluide zum Einsatz kommen, wird mit dem Indize $_{ap}$ angedeutet, dass diese Formeln in der Praxis lediglich die scheinbaren (engl.: apparent) Werte beschreiben.

$$\tau_{ap} = \frac{p}{4} \cdot \left(\frac{l}{2r}\right)^{-1} \quad (3-5)$$

$$\dot{\gamma}_{ap} = \frac{4 \cdot \dot{V}}{\pi \cdot r^3} \quad (3-6)$$

Durch Einsetzen dieser beiden scheinbaren Größen in Formel (3-2) ergibt sich die scheinbare Viskosität η_{ap} nach Formel (3-7) zu:

$$\eta_{ap} = \frac{\tau_{ap}}{\dot{\gamma}_{ap}} \quad (3-7)$$

Für vergleichende, qualitative Aussagen kann mit diesen scheinbaren Werten gearbeitet werden. Für absolute Aussagen zu Materialkennwerten und zur korrekten Auslegungen von Anlagen werden jedoch die *wahren* Werte benötigt. Zur Ermittlung

der *wahren* Schubspannung τ , der *wahren* Schergeschwindigkeit $\dot{\gamma}$ und der daraus resultierenden *wahren* Viskosität η existieren verschiedene Korrekturmethode. Die beiden gängigsten Korrektungsverfahren werden im Folgenden vorgestellt. Dabei handelt es sich einerseits um die Korrektur nach Bagley (für die Schubspannung τ ; siehe Formel (3-8)) und andererseits um die (Weißenberg-) Rabinowitsch-Korrektur (für die Schergeschwindigkeit $\dot{\gamma}$; siehe Formel (3-9)).

3.5.1. Korrekturverfahren der Berechnungen

3.5.1.1. Korrektur nach Bagley

Durch die Korrektur nach Bagley werden die Ein- und Auslaufverluste als ergebnisverfälschende Größen entfernt. Dazu wird zunächst von drei unterschiedlichen Kapillaren die scheinbare Schergeschwindigkeit $\dot{\gamma}_{ap}$ in Abhängigkeit vom Prüfdruck p grafisch angetragen. Anschließend wird der Prüfdruck p in Abhängigkeit von dem Verhältnis l/d angetragen, wobei die eingezeichneten Schergeschwindigkeiten frei wählbar sind (siehe Abbildung 5). Es ergeben sich stetig ansteigende Geraden, welche als Bagley-Geraden bezeichnet werden.

$$\tau = \frac{1}{4} \cdot \left(\frac{p - p_E}{\frac{l}{2r}} \right) = \frac{p - p_E}{l} \cdot \frac{d}{4} \tag{3-8}$$

Über die Formel (3-8) kann nun die wahre Scherspannung berechnet werden. Die Variable p_E steht dabei für den Ordinatenwert des Schnittpunkts der Schergeschwindigkeitsgeraden mit der Ordinate. [MUEL09, S. 57] [ISO114]

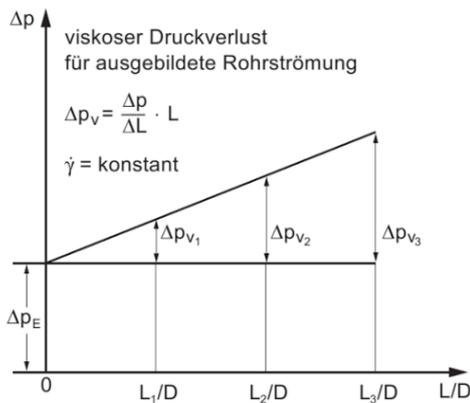


Abbildung 5: Diagramm zur Korrektur nach Bagley (Druckdifferenz in Abhängigkeit von L/D) [WAGN09, S. 57]

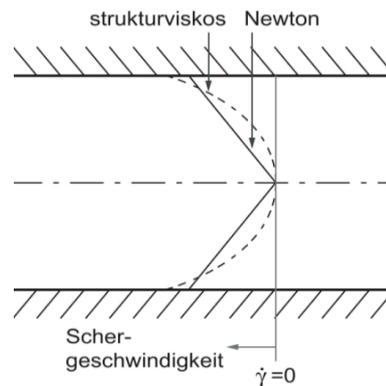


Abbildung 6: Newtonscher und strukturviskoser Geschwindigkeitsverlauf in einem kreisrunden Rohr [MUEL09, S. 55]

3.5.1.2. Korrektur nach Weißenberg-Rabinowitsch

Das Korrekturverfahren nach Weißenberg-Rabinowitsch hingegen relativiert die Einflüsse durch das strukturviskose Verhalten einer (thermoplastischen) Schmelze. Bei der Berechnung der Schergeschwindigkeit nach Formel (3-6) würde sich bei Versuchen mit strukturviskosen Materialien eine zu geringe Schergeschwindigkeit in wandnahen Bereichen ergeben. Dies liegt an dem linear ansteigenden Geschwindigkeitsgradienten bei newtonschen Fluiden, bei denen diese Formel ihre Gültigkeit besitzt.

Bei strukturviskosen Materialien hingegen liegt in Wandnähe bereits eine deutlich größere Schergeschwindigkeit vor. Da die Schergeschwindigkeit bei der Berechnung der dynamischen Viskosität nach Formel (3-2) in dem Nenner steht, würde sich durch eine überschlägliche Berechnung mit der scheinbaren Schergeschwindigkeit ein zu großer Wert für die dynamische Viskosität ergeben. Um dies zu verhindern, lässt sich mit Hilfe der Weißenberg-Rabinowitsch-Korrektur die wahre Schergeschwindigkeit für strukturviskose Fluide berechnen (siehe Formel (3-9)). [MUEL09, S. 56] [ISO114]

$$\dot{\gamma}_i = \frac{3}{4} \cdot \dot{\gamma}_{ap,i} + \frac{1}{4} \cdot \tau_{t,i} \cdot \frac{\dot{\gamma}_{ap,i+1} - \dot{\gamma}_{ap,i-1}}{\tau_{i+1} - \tau_{i-1}} \quad (3-9)$$

Als Wert für die Schubspannung sollte dabei die *wahre* Schubspannung eingesetzt werden – durch Einsetzen der scheinbaren Schubspannung würde das Ergebnis geringfügig verfälscht.

Da zur Durchführung der Bagley-Korrektur der Schubspannung die realen Messwerte der Druckverläufe benötigt werden, kann diese Korrektur erst nach erfolgter Versuchsdurchführung und Messwertaufnahme angewandt werden. Folglich trifft dies auch auf die Rabinowitsch-Korrektur zu, da in ihr die korrigierte Schubspannung enthalten ist. Eine Bestimmung dieser Korrekturen kann also nicht allgemein für einen vorliegenden Versuchsaufbau bestimmt werden, sondern muss immer in Abhängigkeit der Messwerte und damit der eingestellten Prozessgrößen erfolgen.

3.5.2. Berechnung der Viskosität über das Hagen-Poiseuillsche Gesetz

Als alternative Variante zur Ermittlung der Viskosität kann das Hagen-Poiseuillsche Gesetz herangezogen werden. Dessen Gültigkeit beschränkt sich jedoch ausschließlich auf Anwendungsfälle mit laminaren Strömungsverhältnissen. Aus diesem Grund muss vor der Verwendung dieses Gesetzes durch Ermittlung der

Reynoldszahl der vorliegende Strömungsfall beurteilt werden. Die Reynoldszahl wird für kreisrunde Rohrleitungen in Abhängigkeit der Fluidichte ρ , der mittleren Strömungsgeschwindigkeit v , dem Rohrdurchmesser d und der kinematischen Viskosität η nach Formel (3-10) berechnet.

$$Re = \frac{\rho \cdot v \cdot d}{\eta} \quad (3-10)$$

Für Rohrleitungen mit abweichender Querschnittsgeometrie kann unter zu Hilfenahme des hydraulischen Rohrlungsdurchmessers d_h die Reynoldszahl nach selbiger Formel berechnet werden (ersetzen von d durch d_h). Der hydraulische Durchmesser berechnet sich dabei allgemein durch

$$d_h = 4 \cdot \frac{A}{U} \quad (3-11)$$

wobei sich für einen flachen (Höhe h) und sehr breiten (Breite b) Spaltquerschnitt ($h \ll b$) d_h zu

$$d_{h_Spalt} \approx 2 \cdot h \quad (3-12)$$

ergibt.

Die kritische Reynoldszahl zur Unterscheidung von laminarer und turbulenter Strömung wird in der Literatur zumeist mit $Re_{krit} \approx 2300$ angegeben, wobei je nach Anwendungsfall auch Angaben im Bereich von $Re_{krit} \approx 1160$ bis $Re_{krit} \approx 4000$ und Extremfällen von bis zu $Re_{krit} \approx 50.000$ zu finden sind. [SPUR87, S. 197] [HERI90, S. 91] [KOCH17, S.4.4] [SCHA07, S. 99] Zu beachten sind dabei die versuchsspezifischen Rahmenbedingungen. So ist beispielsweise bei Strömungen, die unter schwingender Anregung stehen, bereits früher ein Umschlagen von laminarer in turbulente Strömung zu beobachten, da die dämpfende Wirkung des Fluids durch innere Reibung begrenzt ist [PAHL95, S. 191].

Die Schichtenströmung in Abbildung 2 ist stark idealisiert dargestellt. Um – unabhängig von Strömungsgeschwindigkeit, Reynoldszahl, etc. – solch eine laminare Strömung prinzipiell überhaupt erreichen zu können, darf der Durchmesser der größten in der Schmelze vorhandenen Teilchen maximal ein Fünftel der Spalthöhe, bzw. des Spaltdurchmessers betragen [KREB11, S. 44f.].

Liegt eine laminare Strömung vor, so kann das Hagen-Poiseuillsche Gesetz angewendet werden (Formel (3-13)).

$$\dot{V} = \frac{\pi \cdot r^4 \cdot \Delta p}{8 \cdot \eta \cdot l} \quad (3-13)$$

Für Leitungen mit rechteckigem Strömungsquerschnitt ($h < b$) gilt weiterhin [BRUU06, S. 38f.]:

$$\dot{V} = \frac{K \cdot h^3 \cdot b \cdot \Delta p}{12 \cdot \eta \cdot l} \quad (3-14)$$

Dabei ist K ein von der Spaltgeometrie abhängiger Faktor, welcher nach Formel (3-15) iterativ bestimmt wird [BRUU06, S. 38f.].

$$K = 1 - \sum_{n=1}^{\infty} \frac{1}{(2n-1)^5} \cdot \frac{192}{\pi^5} \cdot \frac{h}{b} \cdot \tanh\left((2n-1) \cdot \frac{\pi}{2} \cdot \frac{b}{h}\right) \quad (3-15)$$

Sofern in der Versuchsdurchführung sowohl die Druckdifferenz gemessen wird, als auch der Volumendurchsatz bekannt ist, kann durch Umstellen der Formel (3-13) bzw. Formel (3-14) nach η die dynamische Viskosität berechnet werden.

4. Einflussgrößen auf die Viskosität thermoplastischer Schmelzen

Neben den in dem vorherigen Kapitel angesprochenen, viskositätsreduzierenden Einflussfaktoren (Schergeschwindigkeit und mechanische Einwirkung) gibt es weitere Parameter, die die Viskosität thermoplastischer Schmelzen maßgeblich beeinflussen. Die Erhöhung der Schmelztemperatur und eine vermehrte Beimischung von Additiven kann dabei die Viskosität weiter absenken, da sie eine größere Bewegungsfreiheit der Kettensegmente auf molekularer Ebene ermöglichen. Diese beiden Einflussgrößen sind aber nur in gewissen Maßen sinnvoll einsetzbar: Zu hohe Temperaturen haben ein irreparables Zersetzen der Molekülketten zur Folge – ein zu hoher Anteil an Additiven in der Schmelze beeinflusst zwar ihr Fließverhalten im flüssigen Zustand positiv, jedoch verändern sich dadurch auch die Materialkennwerte des späteren Produktes. Im Bereich niedriger Schergeschwindigkeiten sind diese viskositätssenkenden Effekte am stärksten ausgeprägt. [AUGU89, S. 22]

In Abbildung 7 sind mit den Parametern Druck, Füllstoff-Anteil und Molmasse jedoch auch Größen eingezeichnet, deren Anstiege eine Erhöhung der Schmelzezähigkeit zur Folge haben. [VLAC03, S. 8] Bei allen diesen drei Größen liegt die Erklärung für die verschlechterte Fließfähigkeit der Schmelze in einem Anstieg der Packungsdichte der Molekülketten und den damit einhergehenden engeren Vernetzungen, welche einem Fließen bzw. Scheren mehr Widerstand entgegensetzen. [KOHL14, S. 219]

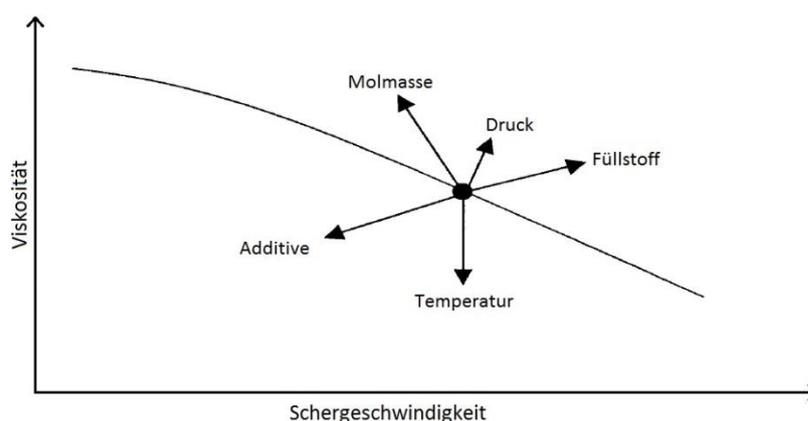


Abbildung 7: Maßgebliche Einflussfaktoren auf die Viskosität thermoplastischer Schmelzen
[VLAC03, S. 8]

Zu beachten ist, dass die Länge der Pfeile in Abbildung 7 keine quantitative Aussage auf die Stärke der Beeinflussung zulässt; ein Anheben des Drucks um $100.000.000 Pa$ hat beispielsweise einen vergleichbaren viskositätsverändernden

Einfluss wie ein Absenken der Temperatur um 40°C und steht somit in keinem Verhältnis zu den zugehörigen Pfeillängen. [COGS72, S. 183ff.] [KREB10]

Neben den genannten Einflussfaktoren gibt es eine weitere Möglichkeit die Viskosität thermoplastischer Schmelzen zu verändern. Mittels einer oszillierenden Anregung kann die Viskosität der Schmelze weiter gesenkt werden. Diese Stellgröße ist in Abbildung 7 jedoch nicht mit dargestellt und findet auch in der Praxis bisher wenig Anwendung. In Übersichten zu viskositätsbeeinflussenden Größen aus gängiger Literatur zum Thema (thermoplastische) Kunststoffe wird die oszillierende Anregung nicht genannt [DOMI05, S. 238] [VLAC03, S. 8]. Die Resultate bisheriger Versuche und Arbeiten zu dieser Thematik werden im folgenden Kapitel dargestellt.

4.1. Oszillierende Anregung thermoplastischer Schmelzen

Die Beobachtung der Wirkung einer oszillierenden Anregung auf thermoplastische Schmelzen wurde literarisch erstmals 1954 in [BERN54] erwähnt. BERNHARDT betont in seiner Zusammenfassung bereits damals, dass der Kunststoff auf molekularer Ebene keineswegs zerstört, jedoch die Schmelze durch die oszillierende Anregung in Temperatur und Viskosität maßgeblich beeinflusst wird [BERN54, S. 745]. Trotz dieser vielversprechenden Ansätze lässt sich aus der geringen Anzahl der in den folgenden Jahrzehnten veröffentlichten Publikationen (siehe Abbildung 8) belegen, dass in diesem Gebiet der Materialforschung zunächst nur wenig weitergehende Forschung stattfand. Erst mit Beginn des neuen Jahrtausends steigt die Zahl der wissenschaftlichen Werke und Forschungsberichte, die sich mit dem Thema der oszillierenden Anregung von Kunststoffschmelzen befassen, stark an. [AVIL13, S. 582f.] Dieser auffällige Interessenswandel lässt sich durch die Summe einzelner Einflüsse erklären. Dabei spielen der geringe Materialkostenpreis, die einfache Verarbeitbarkeit bei niedrigen Temperaturen, die Gewichtsreduktion des fertigen Bauteils und die nahezu unbegrenzten geometrischen Gestaltungsfreiheiten eine maßgebliche Rolle. Durch Additive und verschiedene Kunststoffkombinationen konnten die Materialeigenschaften zudem stetig verbessert und dem jeweiligen Anwendungsfall individuell angepasst werden (mechanische / chemische / thermische Belastbarkeit). In dem wachsenden Bereich der FVK wurde aus Gründen der besseren Verarbeitbarkeit von Beginn an auf duroplastische Matrizen zurückgegriffen (siehe Kapitel 3.1). Mit den steigenden Ansprüchen an die

Eigenschaften der FKV-Produkte wuchs jedoch wegen der einleitend genannten Gründe nach und nach das Interesse an thermoplastischen Matrizen. Das aus Abbildung 8 ableitbare, zunehmende Interesse an dem Erforschen einer weiteren viskositätsbeeinflussenden Größe, ist also im Allgemeinen durch die daraus resultierende ökonomischere Verarbeitbarkeit von Thermoplasten und im Speziellen durch das Interesse des Einsatzes thermoplastischer Matrizen in FVK begründet.

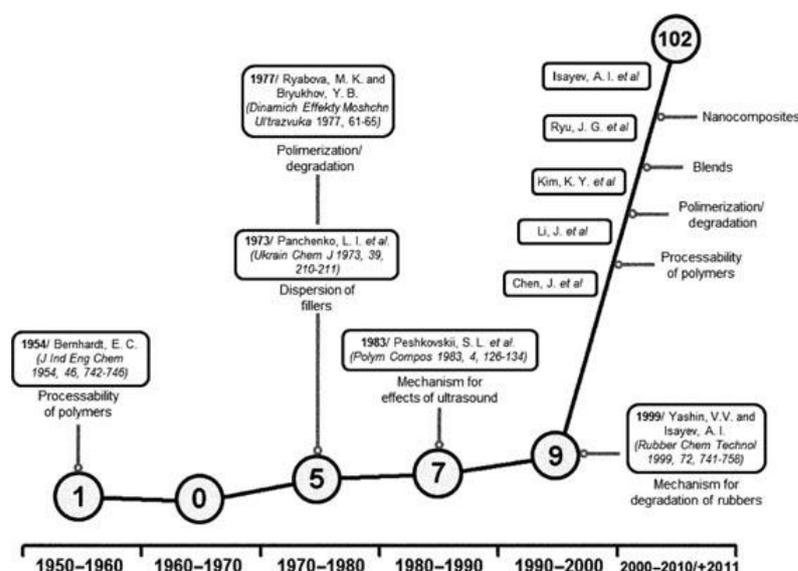


Abbildung 8: Anzahl veröffentlichter Publikationen zum Thema der oszillierenden Anregung von Kunststoffschmelzen [AVIL13, S. 584]

Aus verschiedenen aktuellen wissenschaftlichen Veröffentlichungen kann entnommen werden, dass der viskositätsreduzierende Einfluss durch eine schwingende Anregung der Schmelze generell als nachgewiesen angesehen werden kann [WANG02, S. 164ff.] [CHEN09, S. 66ff.] [ISAY90, S. 31ff.] [KOTZ12, S. 1353ff.] [ZENG07, S. 1152ff.]. Auf diese These wird in den folgenden Kapiteln detailliert eingegangen.

4.1.1. Variable Parameter bei Versuchen mit oszillierender Anregung

4.1.1.1. Frequenz

Prinzipiell kann bei sämtlichen Versuchsaufbauten zunächst hinsichtlich des Frequenzbereichs und damit der Art der oszillierenden Anregung unterschieden werden. Dabei existiert einerseits die Möglichkeit der niederfrequenten Anregung durch Unwuchtmotoren im Bereich von einigen Herz bis hin zu wenigen tausend Herz [ZENG07, S. 1152ff.]. Andererseits kann eine hochfrequente, generatorbasierte Schmelzeanregung im Ultraschallbereich von $f \geq 20.000\text{Hz}$ erfolgen [LITT16, S. 3].

Den viskositätsreduzierenden Einfluss niederfrequenter Schwingungen im Bereich von $f = 0 \dots 25 \text{ Hz}$ weisen ZENG und QU in [ZENG07, S. 1152ff.] experimentell nach und vergleichen die erhaltenen Werte mit theoretischen Abschätzungen (siehe Abbildung 9). Bereits innerhalb dieses kleinen Frequenzspektrums reduziert sich die Viskosität der reinen Polypropylen-Schmelze um über 43% von $100 \text{ Pa} \cdot \text{s}$ auf $62 \text{ Pa} \cdot \text{s}$. Kotzev et al. präsentieren in [KOTZ12, S. 1353ff.] einen qualitativ äquivalenten Verlauf in einem vergleichbarem Frequenzbereich von 0 Hz bis 30 Hz (siehe Abbildung 10). Dabei ist in Abbildung 10 der Schmelzeindex (MFI) gegen die Frequenz angetragen; mit steigender Frequenz steigt der absolute Massedurchsatz im genormten Messzeitraum von zehn Minuten. Dies bedeutet zwangsläufig, dass die Schmelze mit zunehmender Frequenz fließfähiger wird – folglich sinkt ihre Viskosität. Zu beachten ist jedoch, dass es sich bei den Versuchen von [KOTZ12] um Polypropylenschmelzen mit unterschiedlich hohen Ruß-Zusätzen handelt, sodass quantitative Abweichungen gegenüber den Messwerten von ZENG und QU erklärbar sind, da letztere mit reiner PP-Schmelze arbeiteten [ZENG07, S. 1152ff.].

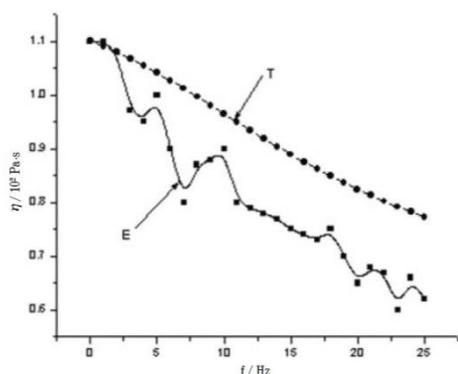


Abbildung 9: Viskositätsverlauf einer PP-Schmelze in Abhängigkeit der Anregungsfrequenz (T - theoretische Werte; E - experimentelle Werte) [ZENG07, S. 1152]

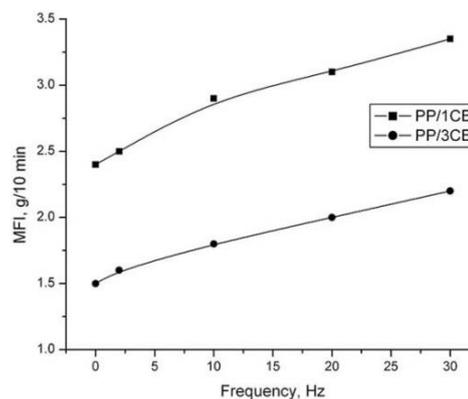


Abbildung 10: MFI verschiedener PP/CB-Schmelzen in Abhängigkeit von der Anregungsfrequenz [KOTZ12, S. 1356]

Unter Berücksichtigung der Ergebnisse von YAN ET AL. muss allerdings angemerkt werden, dass das zuvor dargestellte Materialverhalten von PP, bzw. PP/CB keinesfalls ohne Weiteres auf die gesamte Klasse der thermoplastischen Kunststoffe verallgemeinert werden kann [YAN02, S. 1587ff.]. In ihrer Arbeit untersuchten YAN ET AL. mit HDPE, PS und ABS weitere Kunststoffe aus dem Gebiet der Standardthermoplaste. HDPE ist dabei, wie das zuvor betrachtete PP, der Gruppe von Thermoplasten mit teilkristalliner Molekülstruktur zuzuordnen. PS und ABS hingegen weisen eine amorphe Gitterstruktur auf. [KAIS11, S. 31] YAN ET AL. regten

die thermoplastischen Schmelzen im niederfrequenten Bereich von $f = 0 \dots 16\text{Hz}$ an. Jedoch konnten sie für keine der drei von ihnen betrachteten Materialschmelzen eine ähnlich stark ausgeprägte, lineare Abhängigkeit der Viskosität von der anregenden Frequenz nachweisen. Zwar fällt bei allen drei Materialien die Viskosität mit einsetzender Anregung ab, jedoch stagniert der Verlauf bereits ab ca. 5Hz , unabhängig von den weiteren eingestellten Versuchsgrößen (siehe Abbildung 11, Abbildung 12, Abbildung 13). [YAN02, S. 1589f.] Verallgemeinernde Aussagen bezüglich des viskosen Verhaltens thermoplastischer Schmelzen bei niederfrequenter Anregung sind also nicht möglich.

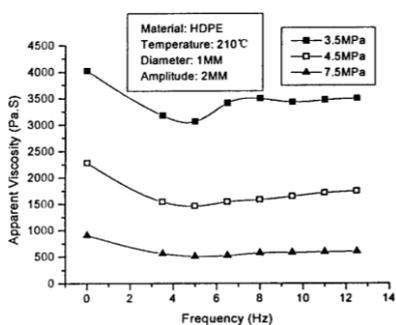


Abbildung 11: Scheinbare Viskosität einer HDPE-Schmelze in Abhängigkeit von der Anregungsfrequenz [YAN02, S. 1589]

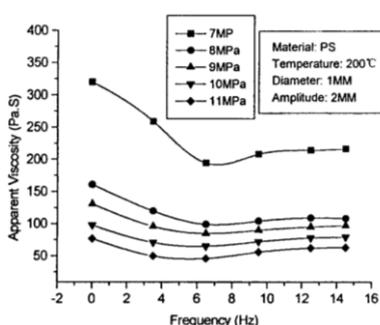


Abbildung 12: Scheinbare Viskosität einer PS-Schmelze in Abhängigkeit von der Anregungsfrequenz [YAN02, S. 1589]

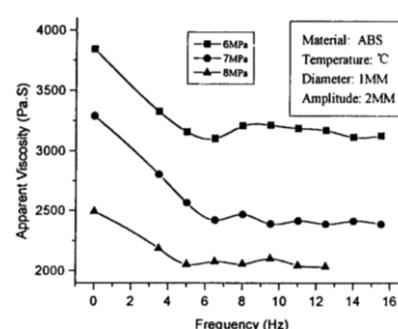


Abbildung 13: Scheinbare Viskosität einer ABS-Schmelze in Abhängigkeit von der Anregungsfrequenz [YAN02, S. 1590]

Im Bereich der hochfrequenten Anregung von thermoplastischen Schmelzen finden sich vor allem Publikationen in denen mit einer Erregerfrequenz von 20kHz gearbeitet wurde [CHEN09] [MART02, S. 300f.] [ISAY90]. In der Regel erfolgt die Einbringung der Schwingung durch eine Sonotrode mit zugehörigem Generator. Bauartbedingt ist dadurch ein Frequenzbereich von über 100kHz erreichbar, sodass sich selbst für diesen – vom menschlichen Ohr längst nicht mehr hörbaren – hohen Frequenzbereich Versuchsdurchführungen finden lassen [NYGA04] [ICLA10, S. 547ff.]. Im Gegensatz zu den zuvor dargestellten Versuchsergebnissen niederfrequenter Anregung bei variierenden Frequenzen (bspw. $f = 0 \dots 30\text{Hz}$) ist es bei der Erzeugung hochfrequenter Schwingungen durch Sonotroden nicht möglich, einen Frequenzbereich abzufahren. Die verbaute Sonotrode weist eine charakteristische Resonanzfrequenz auf, mit der die Schwingungserzeugung von statten gehen muss. Dem Wunsch nach Variation der Frequenz kann nur durch den Wechsel der Sonotrode nachgekommen werden. [SPUR14, S. 76f.]

Auf die weiteren Stellgrößen, welche in der Praxis zur Variation der Viskosität herangezogen werden, soll im Folgenden eingegangen werden.

4.1.1.2. Amplitude

Neben der Frequenz als variabel wählbarer Parameter wird jede schwingende Anregung durch ihre Schwingungsamplitude a charakterisiert. Diese kann bei niederfrequenter, mechanischer Anregung bis zu mehrere Millimeter betragen, während sie bei Frequenzen über 20kHz nur noch im μm -Bereich liegt [ZENG07, S. 1152] [KHME03, S. 3] [MART02, S. 300].

Bei Anregungen mit niedrigen Frequenzen wird ein Abfall der Viskosität mit wachsender Amplitude für verschiedene Arten von Thermoplastschmelzen nachgewiesen [ZENG07, S. 1152] [YAN02, S. 1590]. Aus Abbildung 14 geht jedoch hervor, dass der Viskositätsabfall anscheinend begrenzt ist, da die im Diagramm eingezeichnete Kurve experimenteller Messwerte bei einer Amplitude von $0,2\text{mm}$ und $0,25\text{mm}$ nicht weiter abfällt.

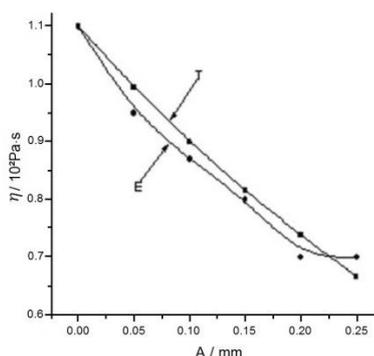


Abbildung 14: Einfluss der Amplitude auf die Viskosität einer PP-Schmelze bei niederfrequenter Anregung [ZENG07, S. 1152]

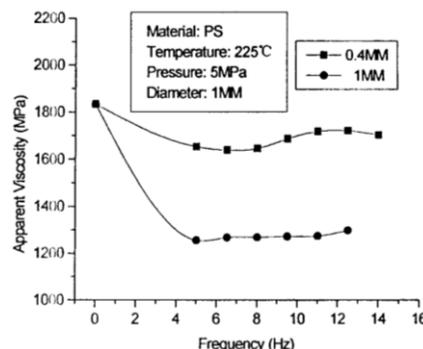


Abbildung 15: Einfluss der Amplitude auf die Viskosität einer PS-Schmelze bei niederfrequenter Anregung [YAN02, S. 1590]

Bei Betrachtung von Abbildung 15 wird deutlich, dass der viskositätsvermindernde Einfluss einer höheren Amplitude über den gesamten Messwertbereich von 5Hz bis 13Hz konstant ist und eine Verringerung der Viskosität um ca. $400\text{Pa}\cdot\text{s}$ bewirkt, während der Anstieg der Frequenz hier keine Viskositätsveränderung mehr zur Folge hat. Durch Erhöhung der Amplitude steigt der Schmelzpunkt von PP um 3°C an. Die Begründung hierfür liegt in einer verstärkten Kristallisation unter Vibration (+2%), sodass mehr Energie zum Trennen der Moleküle benötigt wird. [MART02, S. 1854f.] Auch bei hochfrequenter Anregung ist durch die Variation der Amplitude ein direkter Einfluss auf die Viskosität der Schmelze nachweisbar. ISAYEV ET. AL weisen dies bei einer konstanten Erregerfrequenz von $f = 20\text{kHz}$ und Amplituden im Bereich von

$a = 0 \dots 30 \mu\text{m}$ nach, wobei die Viskosität mit steigender Amplitude stetig abfällt (siehe Abbildung 16). Dieses Phänomen beschränkt sich nicht nur auf PP mit CaCO_3 Anteilen, sondern wird auch für weitere thermoplastische Kunststoffe (LLDPE, PS) und ein Kautschukmaterial (SBR) nachgewiesen [ISAY90, S. 42].

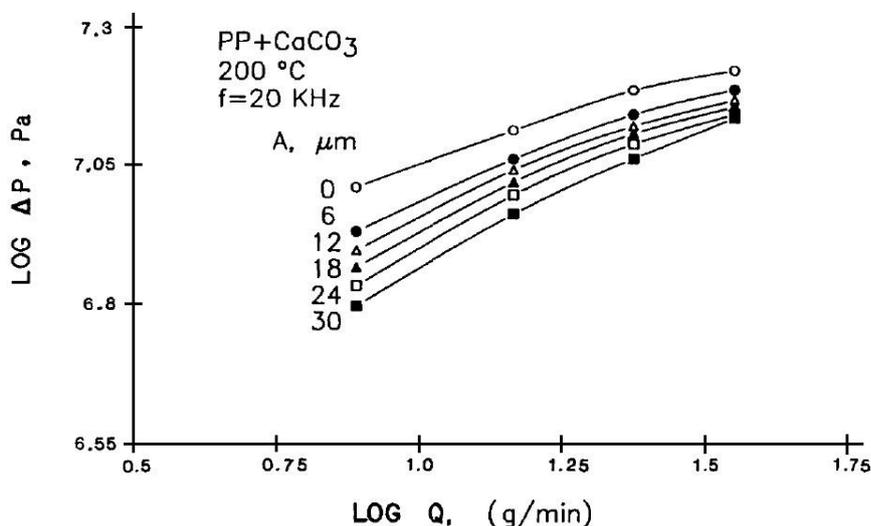


Abbildung 16: Einfluss der Amplitude auf die Druckdifferenz innerhalb einer durchströmten Leitung [nach: ISAY90, S. 43]

4.1.1.3. Schergeschwindigkeit

Der viskositätsvermindernde Einfluss der Schergeschwindigkeit ist lange bekannt und durch die Definition des Begriffs der Strukturviskosität (siehe Abbildung 3) wissenschaftlich erklärt. In verschiedenen Quellen finden sich Versuchsergebnisse, die die Veränderung der Viskosität sowohl bei niedrigen, als auch bei hohen Schergeschwindigkeiten auswerten. So stellen *LIANG & PENG* bei flüssigem PP ($T = 210^\circ\text{C}$) die klar messbare Viskositätsveränderung bei niedrigen Schergeschwindigkeiten im Bereich von $\dot{\gamma} = 0 \dots 10 \frac{1}{\text{s}}$ heraus (siehe Abbildung 17). Die Viskosität sinkt bereits innerhalb dieses kleinen Geschwindigkeitsbereichs von $\eta(\dot{\gamma} = 0 \frac{1}{\text{s}}) \approx 600 \text{Pa} \cdot \text{s}$ auf unter $\eta(\dot{\gamma} = 10 \frac{1}{\text{s}}) \approx 220 \text{Pa} \cdot \text{s}$ und reduziert sich somit um über 63% [LIAN09, S. 386ff.].

Hinsichtlich der Auswirkung von hohen Schergeschwindigkeiten auf die Viskosität von PP-Schmelzen haben *NYGARD & GUSTAFSON* Versuche mit Schergeschwindigkeiten bis $\dot{\gamma} = 10.000 \frac{1}{\text{s}}$ durchgeführt. Dabei konnten sie nachweisen, dass der Abfall der Viskosität auch bei solch hohen Schergeschwindigkeiten zu beobachten ist (siehe Abbildung 18). [NYGA04, S. 171]

Zu berücksichtigen ist jedoch, dass der scheinbar ab Schergeschwindigkeiten oberhalb von $\dot{\gamma} \approx 300 \frac{1}{s}$ sogar noch verstärkte Abfall der Viskosität auf die logarithmische Antragung der Messwerte zurückzuführen ist.

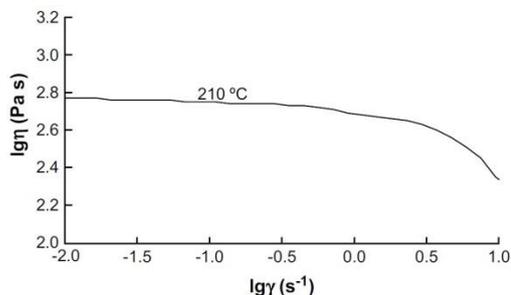


Abbildung 17: Einfluss geringer Schergeschwindigkeiten auf die Viskosität einer PP-Schmelze [LIAN09, S. 387]

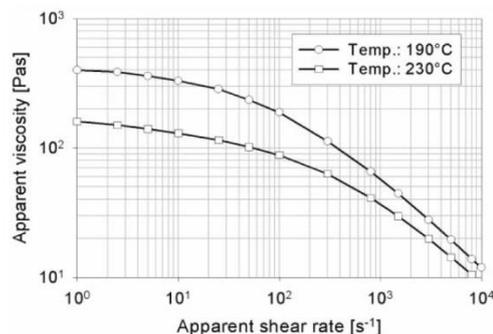


Abbildung 18: Einfluss hoher Schergeschwindigkeiten auf die Viskosität einer PP-Schmelze [NYGA04, S. 171]

Eine Kombination der Parameter Schergeschwindigkeit und oszillierende Anregung der Schmelze betrachteten MARTINS & COVAS in ihrer Arbeit. Dabei regten sie die Schmelze über eine Sonotrode konstant mit 20kHz an und variierten gleichzeitig die Schergeschwindigkeit in einem Bereich von $\dot{\gamma} = 6,94 \dots 27,83 \frac{1}{s}$ (siehe Abbildung 19). Die Anregung der Schmelze setzte jeweils nach 50 aufgenommenen Datenpunkten ein, sodass sich der viskositätsreduzierende Einfluss an dieser Stelle eigentlich durch ein Absinken der Kurve bemerkbar machen müsste. Bei der geringsten Schergeschwindigkeit von $\dot{\gamma} = 6,94 \frac{1}{s}$ ist im Moment des Einsetzens der oszillierenden Anregung ein plötzliches Absinken des Differenzdrucks um ca. $10 \cdot 10^4 \text{MPa}$ zu verzeichnen ($\Delta p_{50} \approx 85 \cdot 10^4 \text{MPa}$; $\Delta p_{60} \approx 75 \cdot 10^4 \text{MPa}$). Anschließend steigt die Kurve nochmal an, bevor sie im weiteren Verlauf dann jedoch stetig abfällt. Mit zunehmender Schergeschwindigkeit sind diese beschriebenen Einflüsse auf den Kurvenverlauf jedoch nur noch gedämpft ($\dot{\gamma} = 13,89 \frac{1}{s}$) bzw. nicht mehr zu erkennen ($\dot{\gamma} = 27,83 \frac{1}{s}$). [MART02, S. 301]

Anhand des in Kapitel 3.2 dargestellten formellen Zusammenhangs zwischen der dynamischen Viskosität η und der Schergeschwindigkeit $\dot{\gamma}$ in Formel (3-2) lässt sich der in der Praxis uneingeschränkt zu beobachtende Einfluss der Schergeschwindigkeit auf die Viskosität erklären. Da die Schergeschwindigkeit bei der Ermittlung der Viskosität im Nenner der Formel (3-2) steht, führt eine Vergrößerung der Schergeschwindigkeit bei konstanter Schubspannung in der

Theorie zu einem linearen Abfall der Viskosität. Dies passt zu den zuvor dargestellten Versuchsergebnissen, wobei hier die Strukturviskosität der Schmelzen den vermutlich größeren Einfluss auf das Absinken der Zähigkeit hat. Über das Zusammenspiel von oszillierender Anregung und Variation der Schergeschwindigkeit lassen sich aus [MART02] zwar Tendenzen erkennen; wie sich dies aber bei Schergeschwindigkeiten unterhalb von $6,94 \frac{1}{s}$ bzw. oberhalb von $27,83 \frac{1}{s}$ verhält, kann nicht mit Sicherheit gesagt werden.

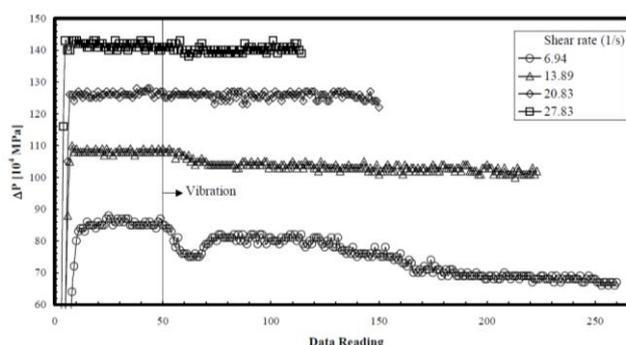


Abbildung 19: Verlauf der Druckdifferenz bei stationärem (Datenpunkte 0...50) und angeregtem (Datenpunkte > 50) Betrieb [MART02, S. 301]

Auf Grund des beachtlichen Einflusses der Schergeschwindigkeit auf die Schmelze, ist diese Prozessgröße als eine der wichtigsten charakteristischen Prozessgrößen anzusehen [LIANG09, S.386] [AUGU89, S. 22]. Nach oben hin ist der Variation der Schergeschwindigkeit in der Realität nicht nur aus technischen Gründen ein Limit gesetzt (Pumpleistung, Leitungsdrücke, etc.), sondern auch durch das sogenannte Qualitäts-Geschwindigkeits-Dilemma. Dieses beschreibt die Tatsache, dass die Qualität des hergestellten Produktes mit zunehmender Scher-, bzw. Verarbeitungsgeschwindigkeit abnimmt [WEUS08, S. 3].

4.1.1.4. Temperatur

Die Variation der Schmelztemperatur ist die in der Praxis am häufigsten verwendete Stellgröße, wenn eine Reduzierung der Viskosität erzielt werden soll. Dies liegt an der leichten technischen Umsetz- und Kontrollierbarkeit dieser Prozessgröße und dem großen Einfluss, den sie auf die Viskosität der Schmelze ausübt. Zu beachten ist dabei sowohl die Heizrate bei dem Aufwärmen der Versuchsanlage (möglichst $< 4 \frac{K}{min}$), als auch die Gewährleistung einer korrekten Temperaturkontrolle. Letztere sollte keinesfalls ausschließlich durch Messungen an dem Werkzeugkörper erfolgen, sondern nach Möglichkeit auch direkt an oder in der Schmelze [MEZG06, S. 267].

Dies ist vor allem wegen der Gefahr von Schädigungen der Schmelze auf molekularer Ebene wichtig, da bei zu hohen Temperaturen irreversible Zersetzungsprozesse eintreten, die das geschmolzene Material nachhaltig schwächen. Aus diesem Grund sollte die Dauer des thermischen Einflusses und die beheizte Materialmenge so gering wie möglich gehalten werden. In der Praxis wird deshalb eine direkte Injektion der Schmelze auf die Rovings gegenüber der Verwendung eines Schmelzebades klar bevorzugt, da der thermische Abbau somit deutlich begrenzt wird [LANG12]. Die direkte Abhängigkeit der Molekularbewegung von der Temperatur bis hin zu einem Extremfall von nahezu reiner Brown'scher Bewegung ist wiederum der Grund für das Absinken der Viskosität bei steigender Temperatur [BRIN15, S. 268].

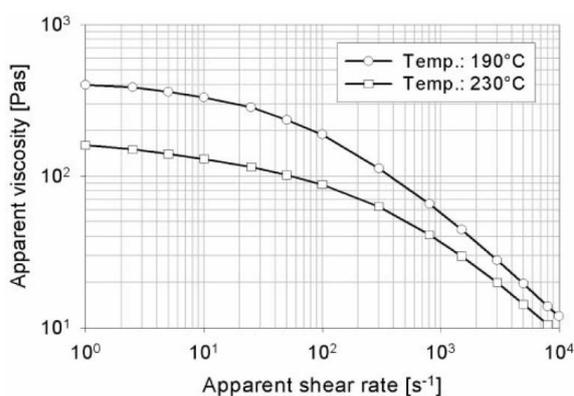


Abbildung 20: Scheinbare Viskosität in Abhängigkeit der Schergeschwindigkeit bei zwei verschiedenen Temperaturen [NYGA04, S. 171]

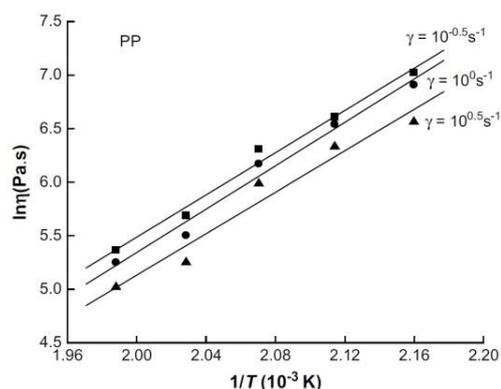


Abbildung 21: Einfluss der Temperatur auf die Viskosität einer PP-Schmelze [LIAN09, S. 387]

Aus Abbildung 20 geht die eindeutige Abhängigkeit der Viskosität einer thermoplastischen Schmelze von der Temperatur hervor. Vor allem in dem Bereich niedriger Schergeschwindigkeiten ($\dot{\gamma} \leq 100 \frac{1}{s}$) ist eine starke Absenkung der scheinbaren Viskosität bei einer Temperaturdifferenz von 40K zu erkennen ($\Delta\eta(\dot{\gamma} = 10 \frac{1}{s}) = 250 Pa \cdot s$). Mit steigender Schergeschwindigkeit verringert sich diese Differenz zunehmend ($\Delta\eta(\dot{\gamma} = 8000 \frac{1}{s}) = 3 Pa \cdot s$). [NYGA04, S. 171]

Diese Aussagen werden durch Ergebnisse weiterer Publikationen bestätigt. So präsentieren LIANG & PENG in anderer Darstellungsweise qualitativ identische Ergebnisse (siehe Abbildung 21). Mit sinkender Temperatur steigen die dargestellten Messwerte der Viskosität stetig an. Selbiges gilt für die Abhängigkeit von der Schergeschwindigkeit: über das gesamte Temperaturspektrum

($T_{min} = 182^{\circ}C$; $T_{max} = 237^{\circ}C$) ist zu beobachten, dass bei geringeren Schergeschwindigkeiten höhere Werte für die Viskosität dokumentiert wurden. [LIAN09, S. 387 f.]

Hinsichtlich der Kombination von Temperaturvariation bei gleichzeitig oszillierender Anregung kommen YAN ET AL. zu dem Ergebnis, dass der Einfluss der oszillierenden Anregung bei geringen Temperaturen thermoplastischer Schmelzen größer ist, als bei hohen Schmelzetemperaturen [YAN02, S. 1592]. Die Tatsache, dass Temperatur und oszillierende Anregung in Kombination die Viskosität einer Kunststoffschmelze weiter Absenken können weisen auch ICLANZAN ET AL. nach [ICLA10, S. 549].

Positive Einflüsse geringerer Versuchstemperaturen sind auch für die Zugfestigkeiten der späteren Bauteile dokumentiert. So weisen ZHANG ET AL. zwar eine generelle Erhöhung der Zugfestigkeit von Proben nach, deren Schmelze oszillierend angeregt wurde. Zu beachten ist aber, dass dieser Effekt bei Bauteilen mit geringerer Schmelzetemperatur ($T = 190^{\circ}C$) stärker ausgeprägt ist ($\Delta R_{m,180^{\circ}C} \approx 16\%$), als bei Bauteilen mit hoher Schmelzetemperatur ($T = 230^{\circ}C$; $\Delta R_{m,230^{\circ}C} \approx 12\%$), was vermutlich auf molekulare Zersetzungsprozesse durch zu große Hitze zurückzuführen ist. [ZHAN04, S. 2390] Auch KOTZEV ET AL. konnten durch die oszillierende Anregung der Schmelze keine Verschlechterung der Zugfestigkeit feststellen, obwohl sie durch die vermutete Auftrennung der Molekülketten eher Gegenteiliges erwartet hatten [KOTZ12, S. 1362].

4.1.1.5. Druck

Der zum Strömen der Thermoplastschmelze benötigte Druck wird oftmals durch vorgeschaltete Extruder aufgebracht, welche mit einem Granulat des jeweiligen Kunststoffes gespeist werden. Der Ausgangsdruck kann über die Extruder reguliert werden. Der Druckabfall im angeschlossenen System wird vor allem durch den Volumenstrom, den Kanal- / Düsenquerschnitt und nicht zuletzt die Viskosität bestimmt.

$$\Delta p_{\text{Rechteckspalt}} = \frac{\dot{V} * 12 * \eta * l}{K * h^3 * b} \quad (4-1)$$

Die Erhöhung des Prozessdrucks unter dem die Kunststoffschmelze steht, hat eine Verdichtung der Schmelze zur Folge, wodurch sich die Dichte und der Grad der Vernetzung der Molekülketten erhöht. Hieraus resultiert ein Anstieg der Viskosität. Ähnlich wie bei der Kompression anderer Fluide, ist die Veränderung der

Materialkennwerte durch Variation des Drucks jedoch minimal. Bei der Messung der Viskosität von thermoplastischen Schmelzen kann zwar ein Einfluss des Drucks nachgewiesen werden, jedoch fällt dieser bspw. gegenüber der Variation der Schmelztemperatur sehr gering aus (siehe Abbildung 22). [KREB11, S. 83ff.] Im Anwendungsfall der Faserimprägnierung kommt hinzu, dass in Abhängigkeit von dem Versuchsaufbau ein erhöhter Schmelzedruck die zu imprägnierenden Fasern kompaktiert und ein Eindringen der Matrix zwischen die Filamente erschwert. Dies ist ein weiterer Grund, der für eine präzise und lokale Faserimprägnierung und damit gegen ein großes Schmelzebad spricht. [LANG12, S. 35f.] Der Einfluss des Prozessdrucks auf die Viskosität der Matrix kann in den Druckbereichen gängiger Versuchsaufbauten (0 ... 300bar) insgesamt als vernachlässigbar eingestuft werden [AUGU89]. Äquivalent zu der Kombination von oszillierender Anregung mit einer Variation der Temperatur ist auch bei der Variation des Drucks und gleichzeitiger oszillierender Anregung der Einfluss der Oszillation umso größer, je kleiner der vorhandene Druck ist [YAN02, S. 1592].

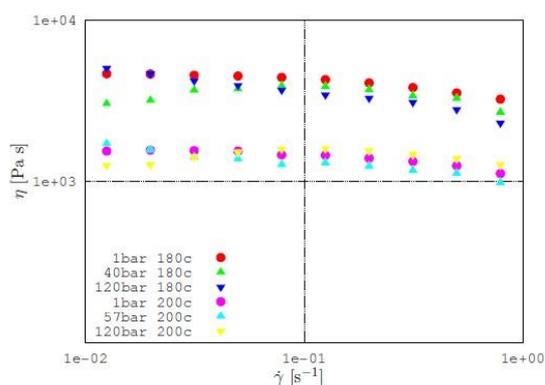


Abbildung 22: Druckabhängigkeit von PP bei 180°C und 200°C [KREB11, S.84]

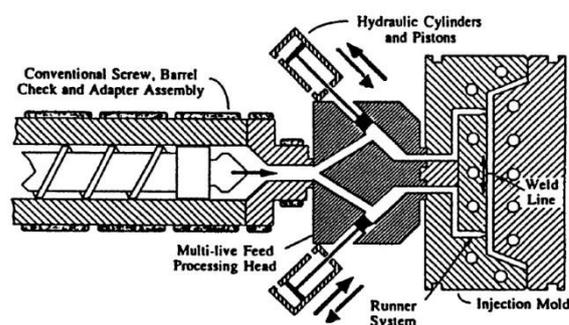


Abbildung 23: Unmittelbare Anregung der Schmelze in Fließrichtung (Kolben) [IBAR98, S. 10]

4.1.1.6. Anregungsort und Anregungsrichtung

Für die Einbringung der oszillierenden Anregung gibt es unterschiedliche konstruktive Möglichkeiten. Generell kann dabei zwischen zwei verschiedenen Anregungsprinzipien unterschieden werden. Einerseits existiert die Möglichkeit der direkten Schmelzeanregung durch unmittelbaren Kontakt zwischen Erreger und Schmelze. Ein Beispiel hierfür ist ein Kolben, welcher im Schmelzekanal positioniert ist und somit die Schwingungen in Strömungsrichtung direkt überträgt (siehe Abbildung 23) [IBAR98, S. 10] [ZHAN04, S.2386] [KOTZ12, S.1355] [QUHE04, S. 1849ff.]. Andererseits kann die oszillierende Anregung mittelbar erfolgen, sodass die

erzeugte Schwingung in der Regel über die Kanalwand zur Schmelze hin transportiert wird. Dabei regt eine Sonotrode oder ein Unwuchtmotor einen Teil des Versuchsaufbaus von außen an [CHEN09, S.67] [MART02, S. 301] [CHEN02, S. 2451ff.]. Durch hintereinander geschaltete Anregungsprozesse ist auch eine Kombination aus diesen beiden Anregungsarten denkbar [NYGA04, S. 175f.]. Die Anregungsrichtung ergibt sich meist aus dem gewählten Anregungsprinzip: sich axial bewegende Kolben bringen eine Anregung parallel zur Strömungsrichtung ein, während schwingende Kanalwände (bspw. durch einen äußerlich angebrachten Unwuchtmotor) vorwiegend eine Anregung orthogonal zur Strömungsrichtung zur Folge haben. Ein quantitativer Viskositätsunterschied durch diese verschiedenen Anregungsarten kann aus der vorliegenden Literatur jedoch nicht abgeleitet werden. Zu beachten ist jedoch die deutlich erschwerte Systemabdichtung bei unmittelbarer Schmelzeanregung.

4.1.1.7. Molmasse

Die Molmasse eines Polymers ist ein weiterer Einflussfaktor auf die Viskosität der Schmelze [VLAC03, S. 8]. Sinkt die molare Masse der Schmelze, so sinkt auch ihre Viskosität. Eine kontrollierte Verringerung der Molmasse des Ausgangsmaterials wird zumeist durch eine stoffliche Veränderung herbeigeführt (Vermischung mit einem Stoff geringerer Molmasse), wodurch als Folge nicht nur die Viskosität sinkt, sondern sich auch die mechanischen Eigenschaften des Materials verringern. [LANG12] Letzteres ist das Ausschlusskriterium für diese Art der Viskositätsreduktion im Rahmen dieser Arbeit. Dem gegenüber steht eine von CHEN ET AL. beschriebene Reduktion der Molmasse durch Anregung der Schmelze im Ultraschallbereich. Hierbei erfolgt keine Veränderung der stofflichen Zusammensetzung, sondern ein Absenken des Ordnungsgrads der Molekülketten durch die äußere Energiezufuhr. Dies hat wiederum eine Verringerung der Viskosität zur Folge, ohne dass eine relevante Verschlechterung der mechanischen Bauteileigenschaften zu verzeichnen wäre. [CHEN09, S. 71] Des Weiteren existiert ein direkter Zusammenhang zwischen der thermischen Einwirkdauer und der Molmasse der Schmelze, welchen LITTEK ET. AL. in [LITT12] aufzeigen. Je länger die Verweilzeit der PP-Schmelze im erhitzten Zustand ist, desto stärker sinkt ihre Molmasse. Darüber hinaus weisen sie den Einfluss der Schergeschwindigkeit auf die Molmasse nach: mit steigender Schergeschwindigkeit sinkt die Molmasse weiter ab. [LITT12, S. 415ff.]

4.1.2. Fazit

Die Darstellung des aktuellen Kenntnisstands über die Einflussgrößen auf die Viskosität thermoplastischer Schmelzen (Kapitel 4.1.1.1 bis Kapitel 4.1.1.7) macht deutlich, dass es viele verschiedene Prozessvariablen gibt, die die Viskosität der Schmelze quantitativ sehr unterschiedlich beeinflussen. Der Einfluss der oszillierenden Anregung auf die Viskosität wurde in den genannten Arbeiten in Korrelation mit anderen Prozessparametern nachgewiesen und in unterschiedlichen Umfängen wissenschaftlich begründet, sodass der Kritik von AVILA-ORTA ET AL. mittlerweile zumindest teilweise widersprochen werden kann. Darin vertreten die Autoren die Meinung, dass den experimentellen Erkenntnissen der vergangenen Jahre und Jahrzehnte die wissenschaftlich fundierte Theorie fehlen würde. [AVIL13 S.583] Dem gegenüber stehen jedoch beispielsweise die umfangreichen, mathematisch formulierten Ansätze von ZENG & QU. Ihre formellen Hypothesen überprüften und bestätigten sie experimentell durch den Vergleich mit Messwerten aus anschließenden Versuchen [ZENG07, S. 1159]. Eine vollständige und damit sowohl chemisch als auch physikalisch allumfassende Erklärung der quantitativ teils sehr unterschiedlich ausfallenden Versuchsergebnisse der betrachteten Publikationen ist bisher jedoch nicht dokumentiert. Dies bestätigt sich auch durch das Fehlen des Aspekts der oszillierenden Anregung von Kunststoffschmelzen in führender Fachliteratur im Bereich der Verarbeitung von (thermoplastischen) Kunststoffen [AVKI14] [BRIN15] [DOMI05]. In [KLOT14, S. 144] wird zwar die oszillierende Anregung von Kunststoffen angesprochen, jedoch werden dabei nur Proben im festen Aggregatzustand betrachtet. Die aus den betrachteten Arbeiten hervorgehende begrenzte Berechen- und Vorhersagbarkeit des Einflusses der oszillierenden Anregung im Zusammenspiel mit allen weiteren Prozessgrößen, stellt einen der Hauptgründe für die fehlende Implementierung dieses Parameters in bestehende Prozessabläufe dar.

5. Auslegung und Konstruktion des Werkzeugs

5.1. Geometrie des Strömungskanals

Da es hinsichtlich der Abmaße und der geometrischen Form des zu konstruierenden Werkzeugs wenig konkrete Vorgaben gab, wurden nach der Literaturrecherche als erste verbindliche Anhaltspunkte Angaben aus verschiedenen Normen herangezogen, welche sich mit der Standardisierung von rheometrischen Versuchen beschäftigen. Die Einhaltung dieser genormten Rahmenbedingungen, welche im Folgenden dargestellt werden, stellt die Grundlage für die Gewährleistung der Aussagekraft, Reproduzier- und Vergleichbarkeit der späteren Versuche dar. [DINT12] [DIN594] [DIN112] [ISO114]

Aus diesen Normen resultiert zunächst die Vorgabe des Verhältnisses von Kapillarlänge l zu Kapillardurchmesser d , bzw. Kanallänge l zu Kanalhöhe h bei rechteckigem Kanalquerschnitt (siehe Formel (5-1)) [DIN594, S. 2].

$$5 \leq \frac{l}{d} = \frac{l}{h} \leq 100 \quad (5-1)$$

Somit kann nach der Festlegung eines Kanalquerschnitts durch Umstellen der Formel (5-1) sowohl ein Minimum als auch ein Maximum für die Dimensionierung der Kanallänge abgeleitet werden. Gleichzeitig kann durch die Wahl einer Kanallänge auf die erforderliche Kanalhöhe bzw. den -durchmesser geschlossen werden.

Auf Grund der in Kapitel 4.1.1 dargestellten Erkenntnisse wissenschaftlicher Publikationen, wird die Realisierung eines Versuchsaufbaus mit hochfrequenter Anregung angestrebt. Dazu soll eine Sonotrode eingesetzt werden, welche Anregungen im Ultraschallbereich ermöglicht. Diese Entscheidung hat zur Folge, dass der Strömungskanal einen rechteckigen Querschnitt hat, da die Sonotrodenhersteller einen konstanten Querschnittsverlauf der Sonotroden fordern, um einerseits Spannungsspitzen zu vermeiden und andererseits eine gleichmäßige Energieeinbringung gewährleisten zu können. Bei der Anregung einer Kapillare mit kreisförmigem Querschnitt, würde jedoch eine ungleichmäßige Energieeinbringung unvermeidlich stattfinden: Denkbar wäre, der Forderung nach konstantem Sonotrodenquerschnitt nachzukommen, wodurch jedoch die Entfernung vom Sonotrodengrund bis zur Kapillare unterschiedlich groß ausfällt (siehe Abbildung 24).

Dies hätte in der Kanalmitte eine deutlich energiereichere Anregung zur Folge als in den Randbereichen. Um dies zu vermeiden, könnte die Sonotrodenoberfläche gekrümmt ausgeführt werden (siehe Abbildung 25), wodurch ein konstanter Abstand zwischen Sonotrodengrund und Kapillarwand gewährleistet wäre. Eine gleichzeitige Einhaltung der Forderung nach gleichbleibendem Sonotrodenquerschnitt ist dabei jedoch unmöglich.

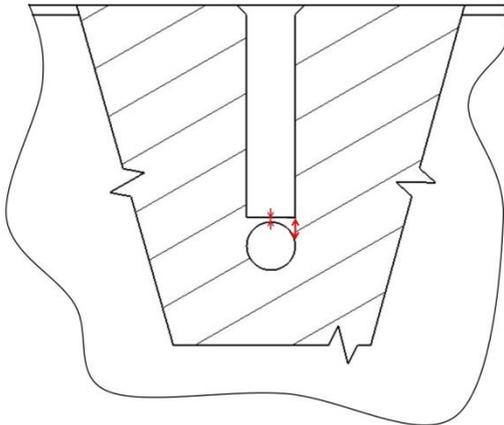


Abbildung 24: Konstanter Sonotrodenquerschnitt bei inkonstanter Membranstärke

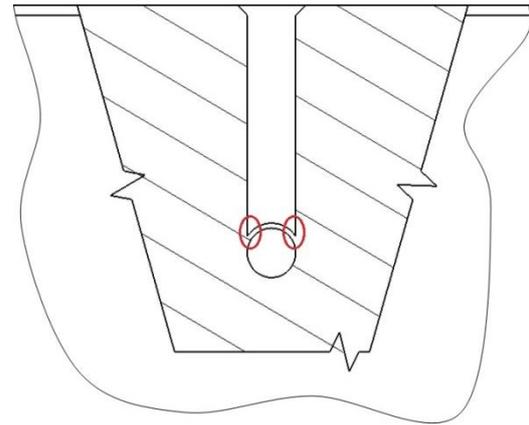


Abbildung 25: Inkonstanter Sonotrodenquerschnitt bei konstanter Membranstärke

Die Höhe des Strömungskanals soll möglichst gering gehalten werden, um der Forderung $b \gg h$ gerecht zu werden, ohne den Spalt unnötig breit werden zu lassen. In der Theorie ist ein Minimum der Höhe durch zwei Vorgaben gegeben. Einerseits sollte die Spalthöhe mindestens das Fünffache des größten in der Schmelze befindlichen Korndurchmessers betragen, um die Ausbildung laminarer Strömungsverhältnisse zu ermöglichen (siehe Kapitel 3.5.2) [KREB11, S. 44f.]. Bei einer maximalen Korngröße von $100\mu m$ in geschmolzenem Polypropylen resultiert daraus [MENK01, S. 14]:

$$h_{\min_Korn} \geq d_{Korn} \cdot 5 = 100\mu m \cdot 5 = 500\mu m \quad (5-2)$$

Andererseits gilt es zu gewährleisten, dass die Rauftiefe der Kanalwände nicht größer als der Quotient aus $\frac{H}{200}$ ist [DIN594, S. 1]. Bei CNC gefrästen Teilen liegt die mittlere Rauheit R_a im einstelligen μm -Bereich, wodurch sich

$$h_{\min_Rau} \geq R_{a_Fräsen} \cdot 200 = 5\mu m \cdot 200 = 1000\mu m \quad (5-3)$$

Ergibt [VOLK13, S. 5f.] [DIN481]. Die demnach kleinstmögliche wählbare Spalthöhe h_{\min} beträgt $1mm$.

Bezüglich der Kanalbreite b lässt sich mit der zuvor bestimmten Mindesthöhe h_{min} aus Formel (5-4) ein erster Anhaltswert bestimmen. Das in Formel (5-4) dargestellte Verhältnis, beruht dabei auf der idealisierten Annahme, dass in horizontaler Richtung des Strömungsquerschnitts kein Geschwindigkeitsgefälle existent sei. Dies bedeutet, dass die real existente Wandhaftung – und der damit einhergehende Geschwindigkeitsgradient – außer Acht gelassen wird. Damit der hieraus resultierende Fehler möglichst klein gehalten wird, muss der Kanal flach und theoretisch unendlich breit sein, sodass der Einfluss der Wandhaftung vernachlässigbar gering wird. Aus dieser Überlegung heraus lässt sich das genormte Verhältnis nach Formel (5-4) erklären [DIN481, S. 2].

$$\frac{b}{h} \geq 10 \quad (5-4)$$

Unter Berücksichtigung der zuvor bestimmten Mindestspalthöhe von $1mm$ ergibt sich nach Formel (5-4) damit eine Mindestspaltbreite von $b_{min} = 10mm$.

Resultierend aus der Kanalmindesthöhe von $h_{min} = 1mm$ ergibt sich nach Formel (5-1) für die Kanalmindestlänge l_{min} die Vorgabe:

$$5mm \leq L_{min} \leq 100mm \quad (5-5)$$

Bei der Festlegung von L_{min} ist zu beachten, dass eine größere Kanallänge wiederum eine geometrisch und auch zeitlich längere Anregung der strömenden Schmelze durch die Sonotrode ermöglicht, sodass die Kanallänge l aus dem oberen Bereich des in Formel (5-5) definierten Spektrums gewählt werden sollte. Es wird $l_{min} = 70mm$ festgelegt.

Um das Temperaturverhalten der Schmelze beurteilen zu können, soll vor dem Austritt der Schmelze aus dem Werkzeug eine Temperaturmessung erfolgen. Da diese Messung mit einem in die Schmelze hineinragenden Temperaturfühler erfolgt, sind an dieser Stelle Irritationen der laminaren Strömungsverhältnisse (siehe Kapitel 5.4) unausweichlich. Aus diesem Grund soll die Temperaturmessung hinter dem zweiten Drucksensor erfolgen, sodass auf der Messstrecke zwischen p_1 und p_2 keine Störung der Schichtenströmung erfolgt. Der Mindestabstand des Temperatursensors zu dem Drucksensor ergibt sich dabei aus den an den Sensoren starr angebrachten Messverstärkern, welche bei der Montage nicht miteinander kollidieren dürfen, zu $l_{min_{p2_{t1}}} \geq 30mm$.

5.2. Wahl der Druck-/ Temperatursensoren

Die Temperierung des Versuchsstandes sollte mit einer Schrittweite von $0,5K$ einstellbar sein und über den gesamten Versuchsaufbau eine maximale Temperaturvarianz von $\pm 1K$ aufweisen. Zur Gewährleistung hinreichender Genauigkeit der Versuchsergebnisse müssen zudem Temperatursensoren mit einer Genauigkeit von $\pm 0,1K$ verwendet werden und Drucksensoren, die eine Bestimmung des Prüfdrucks mit einer Genauigkeit von $\pm 5\%$ ermöglichen. [ISO114]

Die verwendeten Sensoren der Fa. Gneuß stammen aus dem Bereich der Extrusionstechnik und werden den hohen Anforderungen an Druck-, Temperaturbeständigkeit und Resistenz gegen Schmelzekontakt gerecht. Der kleinstmögliche Durchmesser der druckaufnehmenden Membran liegt bei $7,9mm$ [GNEU17, DAI, S. 3]. Dieser Wert passt prinzipiell zu dem oben festgelegten b_{min} , da bei diesem Abmaß gewährleistet ist, dass die Druckaufnehmermembran vollständig im überströmten Bereich liegt. Zur Montage des Druckaufnehmers wird jedoch eine Einsatzbuchse benötigt (siehe Abbildung 26), welche eine 10^{H7} Durchgangsbohrung voraussetzt. Um die H7-Passung fertigungstechnisch realisieren zu können, muss die Kanalbreite minimal angehoben werden, sodass die Reibahle im Fertigungsprozess nicht die hinter der Bohrung liegenden Kanalwände berührt. Es ergibt sich: $b_{min} = 11mm$. [GNEU17, Einsatzbuchse]



Abbildung 26: Einsatzbuchsen verschiedener Größen [GNEU17, Einsatzbuchse]

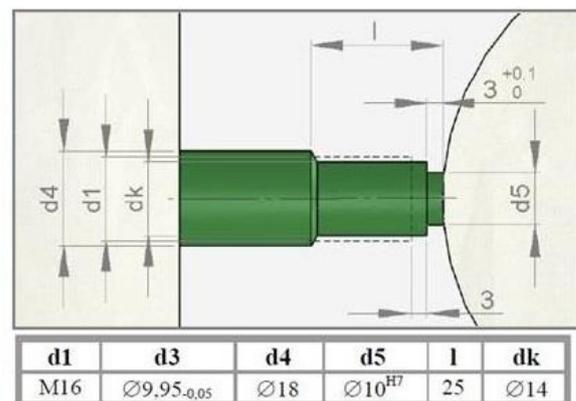


Abbildung 27: Einbaumaße der Druck-/ Temperatursensoren, inkl. Einsatzbuchse; nach [GNEU17, Einsatzbuchse]

Die geometrischen Abmaße des Strömungskanals sollen möglichst gering gehalten werden, da das maximale Fördervolumen der zwei zur Verfügung stehenden Einschneckenextruder limitiert ist und trotzdem höchstmögliche

Strömungsgeschwindigkeiten erzielt werden sollen. Aus diesem Grund werden die berechneten Minimalwerte für Kanalhöhe und –breite als Werte für die anschließende CAD-Konstruktion verwendet.

5.3. Fördervolumen und Druckverlust

Die zur Verfügung stehenden Extruder können jeweils einen Spitzendruck von 200bar erzeugen. Dieser Druck muss ausreichen, um sämtliche Druckverluste der Prozessstrecke zu kompensieren. Der Druck ist nach dem Hagen-Poiseuilleschen-Gesetz linear abhängig von dem geförderten Volumenstrom. Deshalb soll im Folgenden betrachtet werden, wie hoch der Volumenstrom maximal sein darf, damit die aufsummierten Druckverluste diesen maximalen Gesamtdruckverlust nicht übersteigen. Für die Berechnung des Druckverlustes wird eine Kenntnis über die dynamische Viskosität benötigt. An dieser Stelle könnte ein theoretischer Wert durch die Errechnung der scheinbaren Viskosität η_{ap} (siehe Formel (3-7)) herangezogen werden. Hierfür werden jedoch die theoretischen Größen scheinbare Schubspannung (siehe Formel (3-5)) und scheinbare Schergeschwindigkeit (siehe Formel (3-6)) benötigt. Daraus ergibt sich die Problematik, dass zur Bestimmung der scheinbaren Schubspannung die Druckdifferenz im Strömungskanal bekannt sein muss und zur Berechnung der Druckdifferenz wiederum die Kenntnis über die Viskosität notwendig ist. Einer dieser beiden Werte muss also abgeschätzt werden oder aus Experimenten bekannt sein, um den anderen berechnen zu können. Da die formelle Berechnung des Druckverlustes hinsichtlich des Ergebnisses deutlich realistischer und präziser ist, wird sich für die Abschätzung der Viskosität entschieden. Zur begründeten Abschätzung der dynamischen Viskosität sollen Werte aus wissenschaftlichen Publikationen herangezogen werden. Daraus ergibt sich für eine PP-Schmelze ohne oszillierende Anregung ein Wertebereich von $\eta_{min} = 500\text{Pa} \cdot \text{s}$ bis $\eta_{max} = 5000\text{Pa} \cdot \text{s}$, wobei die Varianz um eine Zehnerpotenz durch die teils sehr unterschiedlichen Versuchsbedingungen zu erklären ist (Temperatur, Schergeschwindigkeit, Druck, ...). [WEUS08, S. 2] [CHEN09, S. 68] [ISAY90, S. 36] Durch die Festlegung dieses Wertebereichs lässt sich die im späteren Versuch theoretisch vorliegende Druckdifferenz berechnen.

Der gesamte Druckverlust setzt sich aus vier Hauptbestandteilen zusammen. An dem Schneckenextruder ist ein Druckschlauch angeschlossen

($l_{DS} = 1000mm$; $d_{DSN} = 10mm$), der den Extruder mit dem Werkzeug verbindet. Bei der Durchströmung dieses Schlauchs gilt es den Druckverlust nach Formel (3-13) zu berücksichtigen (siehe Formel (5-6)). Nachdem die Schmelze aus dem Druckschlauch austritt, wird sie innerhalb des Werkzeugs zu dem schmalen Rechteckspalt geleitet. Dieser Teil des Strömungswegs kann als kreisrunde Strömung mit einem Durchmesser von $d_{Zuführung} = 9mm$ und einer Länge $l_{Zuführung} = 40mm$ angenommen werden (siehe Formel (5-7)). Es folgt der Druckverlust in dem schmalen Rechteckkanal, welcher insgesamt eine Länge von $l_{RK} = 90mm$ aufweist. Danach durchströmt die Schmelze den Anbau mit dem Temperatursensor. Hier ist der Querschnitt deutlich größer ($h_{KA} = 6mm$; $b_{KA} = 11mm$) und die Länge beläuft sich auf $l_{KA} = 35mm$. Dieser dritte (siehe Formel (5-8)) und vierte (siehe Formel (5-9)) Druckverlust ist nach Formel (3-14) bestimmbar. Der dafür benötigte K-Wert liegt nach Formel (3-15) in dritter Näherung bei $K_{flach} = 0,94$, bzw. bei $K_{hoch} = 0,66$.

$$\Delta p_{DS} = \frac{0,000675 \frac{m^3}{h} \cdot 8 \cdot 500Pas \cdot 1m}{3600 \frac{S}{h} \cdot \pi \cdot (0,005m)^4} = 381.972Pa \quad (5-6)$$

$$\Delta p_{Zuführung} = \frac{0,000675 \frac{m^3}{h} \cdot 8 \cdot 500Pas \cdot 0,04m}{3600 \frac{S}{h} \cdot \pi \cdot (0,0045m)^4} = 23.287Pa \quad (5-7)$$

$$\Delta p_{Kanal_flach} = \frac{0,00135 \frac{m^3}{h} \cdot 12 \cdot 500Pas \cdot 0,09m}{3600 \frac{S}{h} \cdot (0,001m)^3 \cdot 0,011m \cdot 0,94} = 19.584.139Pa \quad (5-8)$$

$$\Delta p_{Kanal_hoch} = \frac{0,00135 \frac{m^3}{h} \cdot 12 \cdot 500Pas \cdot 0,035m}{3600 \frac{S}{h} \cdot (0,006m)^3 \cdot 0,011m \cdot 0,66} = 50.218Pa \quad (5-9)$$

$$\Delta p_{Gesamt} = \Delta p_{DS} + \Delta p_{Kanal_flach} + \Delta p_{Kanal_hoch} + \Delta p_{Zuführung} \approx 200,4bar \quad (5-10)$$

Bei einem Volumenstrom von $\dot{V} = 1,35 \frac{l}{h}$ beträgt der gesamte Druckverlust $\Delta p_{Gesamt} = 200,4 bar$. Der mit Abstand größte Teil des Druckes wird dabei zum Transport der Schmelze durch den schmalen Kanal im Werkzeuginneren benötigt (97,9%). Um eine Toleranz für die bei dieser Berechnung vernachlässigten Druckverluste (Querschnittsveränderung, Strömungswiderstand durch Temperaturfühler, ...) zu berücksichtigen, ist in der Praxis bei 200bar Extruderdruck von einem geringeren real geförderten Volumenstrom auszugehen.

5.4. Reynoldszahl

Zur Beurteilung der Strömungsverhältnisse in dem flachen Rechteckkanal ist die Kenntnis über die Reynoldszahl zwingend erforderlich. Nachdem zuvor der maximale Volumenstrom bestimmt wurde, kann nun die zugehörige Strömungsgeschwindigkeit berechnet werden, welche zur Ermittlung der Reynoldszahl benötigt wird. Da das Verhältnis von Kanalbreite zu -höhe der Forderung aus Formel (5-4) gerecht wird, kann zur Berechnung eine über den gesamten Kanalquerschnitt konstante Strömungsgeschwindigkeit \bar{v} angenommen werden:

$$\bar{v}_{\Delta p_{max}} = \frac{\dot{V}}{A_{Kl_{anal_flach}}} = \frac{0,00135 \frac{m^3}{h}}{1mm \cdot 11mm} = 122,7 \frac{m}{h} \triangleq 0,034 \frac{m}{s} \quad (5-11)$$

Die Reynoldszahl ergibt sich schließlich über Formel (3-10) zu

$$Re(\eta = 500) = \frac{739 \frac{kg}{m^3} \cdot 0,034 \frac{m}{s} \cdot 2 \cdot 0,001m}{500Pa \cdot s} = 1 \cdot 10^{-4} \quad (5-12)$$

und liegt damit weit unter der in Kapitel 3.5.2 angesprochenen Turbulenzgrenze von $Re_{krit} = 2300$. Grund hierfür ist die Tatsache, dass selbst die laut Literatur minimale PP-Viskosität von $\eta_{min} = 500Pa \cdot s$ im Vergleich zu der Viskosität anderer Fluide sehr groß ist, wodurch Verwirbelungen und der Umschlag in turbulente Strömungsverhältnisse erst bei sehr hohen Strömungsgeschwindigkeiten auftreten würden. Es kann also von einem eindeutig laminaren Strömungsfall ausgegangen werden.

5.5. Einlauflänge

Beim Einströmen der Kunststoffschmelze in den Rechteckspalt erfolgt durch die abrupte Querschnittsänderung des Kanals eine Verwirbelung der Strömung. Hinsichtlich der Positionierung der Druckaufnehmer erfordert dies die Berücksichtigung einer Einlauflänge l_{hyd} , welche die Schmelze benötigt, um wieder gleichbleibende Strömungsverhältnisse ausbilden zu können. Erst bei diesen konstanten Strömungsverhältnissen können repräsentative Druckmesswerte aufgenommen werden. Je nach Strömungsfall existiert hier sowohl ein Berechnungsmodell für laminare (siehe (5-13)), als auch für turbulente Strömungen (siehe (5-14)). [HERW16, S. 205]

$$l_{hyd_laminar} = \left(\frac{0,45}{1 + 0,041 \cdot \frac{Re}{0,45}} + 0,041 \cdot Re \right) \cdot h \quad (5-13)$$

$$l_{hyd_turbulent} = (8,8 \cdot Re^{1/6}) \cdot h \quad (5-14)$$

Da zuvor ein klar laminarer Strömungsfall ($Re \ll 2300$) bestimmt wurde (siehe Kapitel 5.4), kann mit Formel (5-13) gerechnet werden, sodass sich die Einlauflänge zu

$$l_{hyd_laminar} = \left(\frac{0,45}{1 + 0,041 \cdot \frac{1 \cdot 10^{-4}}{0,45}} + 0,041 \cdot 1 \cdot 10^{-4} \right) \cdot 0,002m = 0,0009m \quad (5-15)$$

ergibt. Der erste Drucksensor muss also mehr als $0,9mm$ von dem Beginn des Strömungskanals entfernt liegen, um zu gewährleisten, dass die Verwirbelungen und Turbulenzen des Einströmungsbereichs die Druckmessung nicht verfälschen. Im Laufe der CAD-Konstruktion wird der Abstand zwischen der Stelle der Querschnittsänderung und der Membranmitte des ersten Drucksensors auf $8mm$ festgelegt. Unter Berücksichtigung des Membrandurchmessers von $7,8mm$ beträgt der Abstand von der Stelle des Kanaleinlaufs bis zum Beginn der Membran somit $4,1mm$ [GNEU17, DAI]. Die zu berücksichtigende Einlauflänge wird folglich um ein Vielfaches übertroffen, sodass eine Verfälschung der Druckmessung durch Einlauffeffekte ausgeschlossen werden kann.

5.6. Heizpatronen, Temperaturfühler, Heißkanalregelgerät

Die zum Aufheizen des Werkzeugs zur Verfügung stehenden Heizpatronen der Firma Ihne & Tesch, Typ „PDH“ geben bei einem Patronendurchmesser von 8mm und einer -länge von 60mm bis zu 315W Leistung in Form von Wärme ab [IHNE15]. Diese Maße haben direkten Einfluss auf die weitere konstruktive Gestaltung des Werkzeugs, da die Patronen über ihre gesamte Länge in das Werkzeug eingebracht werden müssen und sich die Breite des Werkzeugs entsprechend erhöht. Die Steuerung und Spannungsversorgung der Heizpatronen erfolgt über ein Heißkanalregelgerät der Firma Fiege Electronic GmbH, Typ „fitron 8 TP“, durch welches bis zu acht Heizzonen unterschiedlich geregelt werden können. Da die Patronen keinen integrierten Thermosensor besitzen, sind zusätzlich Temperaturfühler notwendig, die Auskunft über die aktuelle Temperatur des Werkzeugs geben und dem Heißkanalregelgerät somit erst eine Regelung der Heizpatronen ermöglichen. Als Temperatursensoren kommen dabei Kabelfühler mit einem Durchmesser von 4mm , einer Länge von 40mm und einem Einsatzbereich von bis zu 400°C zum Einsatz [SENS17].

Um die zum Aufheizen des Werkzeugs benötigte Anzahl der Heizpatronen bestimmen zu können, müssen die geometrischen Abmaße des Werkzeugs bekannt sein. Neben der bereits quantifizierten Maße für den Strömungskanal und dem dahinter vorgesehenen Schmelzetemperaturfühler, ist für die Ermittlung der Gesamtlänge des Werkzeugs extruderseitig die Zusammenführung der Schmelzeströme aus den zwei Schneckenextrudern zu berücksichtigen. Diese Zusammenführung beinhaltet sowohl die $\frac{1}{2}$ “ BSP- Gewinde zur Anbringung der Druckschläuche, als auch die Leitungslänge von diesen Gewinden bis zu einem Vorhof vor dem rechteckigen Strömungskanal. Die Konstruktion dieser Zusammenführung weist eine Länge von $l_{zf} \approx 80\text{mm}$ auf, sodass sich eine Gesamtlänge von $l_{WZ} = 203\text{mm}$ ergibt (siehe Formel (5-16)).

$$l_{WZ} = l_{I,p1} + l_{p1,p2} + l_{p2,II} = 87\text{mm} + 70\text{mm} + 46\text{mm} = 203\text{mm} \quad (5-16)$$

Die Breite des Werkzeugs wird extruderseitig durch den Platzbedarf der Druckschläuche bestimmt, da diese kollisionsfrei montierbar sein müssen und es deshalb einen Mindestabstand zu berücksichtigen gilt. Der Durchmesser eines einzelnen Druckschlauches liegt bei $d_{DS} = 75\text{mm}$, sodass die Anschlussgewinde der

Druckschläuche bei einem Anschluss in der gleichen Ebene mindestens 75mm auseinander liegen müssten, damit eine Montage möglich ist (siehe Abbildung 28). Durch eine Teilung und leichte Neigung der Anschlussebene kann dieser Abstand – und damit die Gesamtbreite des Werkzeugs – jedoch deutlich reduziert werden (siehe Abbildung 29).

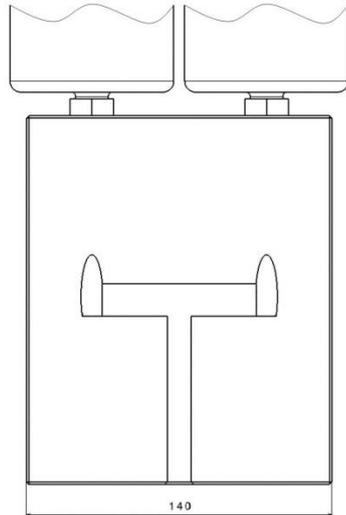


Abbildung 28: Paralleler Anschluss der Druckschläuche an identische Bauteilaußenseite ($b_{WZ} = 140\text{mm}$)

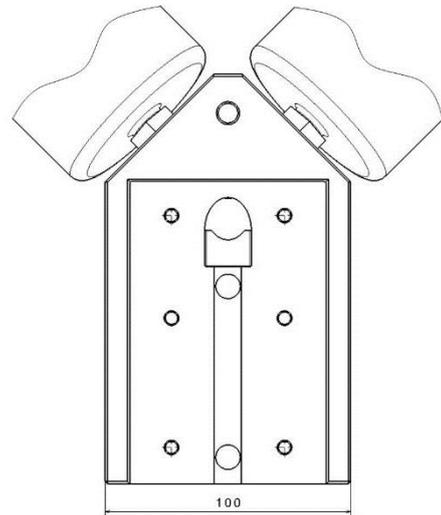


Abbildung 29: Schräger Anschluss der Druckschläuche an geteilte Bauteilfläche ($b_{WZ} = 100\text{mm}$)

Im weiteren Werkzeugverlauf geben die in horizontaler Ebene orthogonal zur Strömungsrichtung eingesetzten Heizpatronen ein Mindestmaß von $b_{minHP} = 62\text{mm}$ vor, sodass eine konstante Werkzeugbreite von $b_{WZ} = 100\text{mm}$ bei schrägem Anschluss der Druckschläuche allen Anforderungen gerecht wird.

Die Höhe des Werkzeugs wird vor allem durch die in vertikaler Richtung eingebrachte Heizpatrone bestimmt. Gleichzeitig herrscht hier bei der Konstruktion des Werkzeugs Platzbedarf für die Gewinde zur Anbringung weiterer Bauteile wie Drucksensoren, Temperatursensor, Sonotrode, etc. Die Werkzeughöhe ergibt sich nach der Konstruktion des Werkzeugs schließlich zu $h_{WZ} = 70\text{mm}$.

Die Anzahl der benötigten Heizpatronen lässt sich nach der Ermittlung der Gesamtmasse des zu erwärmenden Werkzeugs bestimmen. Die Masse kann näherungsweise durch Multiplikation der in den Formeln (5-17) und (5-18) berechneten Volumina mit der Dichte von Aluminium bestimmt werden (siehe Formel (5-19)). Die Differenz zu der im CAD-Modell bestimmten Masse ($m_{Gesamt_CAD} \approx 2,6\text{kg}$) beruht auf der Vielzahl an Bohrungen und Taschen. Zur Bestimmung der benötigten Heizleistung werden diese Aussparungen jedoch nicht berücksichtigt, da

die dort später eingesetzten Norm- und Fertigungsteile bei der Erwärmung ähnlich viel Energie aufnehmen wie Vollmaterial (Schrauben, Sonotrode, Passstifte, ...).

$$V_{\text{Hauptkörper}} = l_{\text{HK}} \cdot h_{\text{HK}} \cdot b_{\text{HK}} \approx (170 \cdot 70 \cdot 100) \text{mm}^3 \approx 1.190.000 \text{mm}^3 \quad (5-17)$$

$$V_{\text{Anbau}} = l_{\text{AB}} \cdot h_{\text{AB}} \cdot b_{\text{AB}} \approx 35 \text{mm} \cdot 45 \text{mm} \cdot 42 \text{mm} \approx 66.150 \text{mm}^3 \quad (5-18)$$

$$m_{\text{Gesamt}} = V_{\text{Gesamt}} \cdot \rho_{\text{Alu}} \approx (1190 \text{cm}^3 + 66,2 \text{cm}^3) \cdot 2,699 \frac{\text{g}}{\text{cm}^3} \approx 3390 \text{g} \quad (5-19)$$

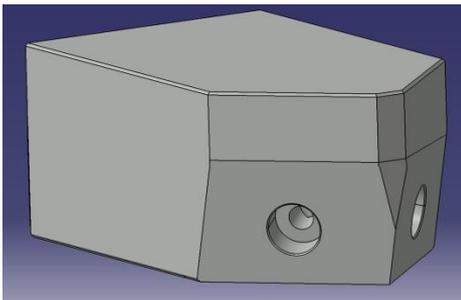


Abbildung 30: Ungeteiltes Werkzeug in der Entwicklungsphase (Ansicht extruderseitig)

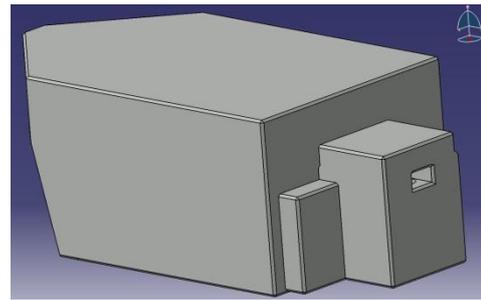


Abbildung 31: Ungeteiltes Werkzeug in der Entwicklungsphase (Ansicht Rückseite)

Für die Berechnung der aufzubringenden Wärmeenergie ΔQ wird neben der spezifischen Wärmekapazität von Aluminium noch die bei der Erwärmung zu überwindende Temperaturdifferenz ΔT benötigt. Der Schmelzpunkt von Polypropylene liegt bei 160°C und sollte deutlich überschritten werden, um ein vollständig verflüssigtes Material zu gewährleisten. Gleichzeitig gilt es zu hohe Temperaturen und die damit einhergehende thermische Zersetzung auf molekularer Ebene zu vermeiden. Aus den in Kapitel 4.1.1.4 dargestellten Prozessgrößen anderer wissenschaftlicher Arbeiten mit geschmolzenem PP lässt sich eine thermische Obergrenze von $T_{\text{max}} = 230^\circ\text{C}$ ableiten. Ausgehend von einer Umgebungstemperatur $T_U = 20^\circ\text{C}$ beträgt $\Delta T_{\text{max}} = 210\text{K}$. Die zur Erwärmung des Werkzeugs aufzubringende Wärmeenergie ΔQ beträgt somit im Maximalfall rechnerisch 926kJ (siehe Formel (5-20)). Hierbei ist jedoch zu beachten, dass von einer idealen Isolierung ausgegangen wird, da keinerlei Wärmeaustausch mit der Umgebung berücksichtigt ist.

$$\Delta Q = m_{\text{Gesamt}} \cdot c_{\text{Alu}} \cdot \Delta T = 3,39 \text{kg} \cdot 0,896 \frac{\text{kJ}}{\text{kg} \cdot \text{K}} \cdot 210\text{K} = 638 \text{kJ} \triangleq 177 \text{Wh} \quad (5-20)$$

Zur Berechnung der benötigten Anzahl an Heizpatronen wird die Energiemenge in die zeitabhängige Leistungseinheit Wattstunde umgerechnet. Bei einer thermischen

Dauerleistung von $177W$ und einem adiabaten System wäre das Werkzeug innerhalb von einer Stunde auf die maximale Temperatur von $230^{\circ}C$ erwärmt. Um den Erwärmungsvorgang praktikabler zu gestalten, soll die Erwärmung innerhalb von zehn Minuten realisierbar sein. Dazu ist die sechsfache Leistung, also $1,1kW$ Dauerleistung notwendig (siehe Formel (5-21)). Bei der Maximalleistung einer einzelnen Heizpatrone von $315W$ werden folglich vier Heizpatronen benötigt, um das Werkzeug unter idealen, verlustfreien Bedingungen in zehn Minuten um $210K$ erwärmen zu können.

$$\Delta P_{10min_ideal} = 177Wh \cdot 6 \frac{1}{h} = 1063W \quad (5-21)$$

$$n_{HP_ideal} = \frac{\Delta P_{10min}}{P_{Heizpatrone}} = \frac{1063W}{315W} = 3,4 \quad (5-22)$$

Begründet durch die Wärmeabgabe an die Umgebung wird in der Realität jedoch zwangsläufig entweder mehr Zeit oder eine größere Anzahl an Heizpatronen benötigt, um den an die Umgebungsluft abgegebenen Wärmestrom kompensieren zu können. Zur qualitativen Abschätzung dieser während der Aufwärmphase abgegebenen Wärmemenge, muss zunächst der Wärmeübergangskoeffizient des Werkzeugs an die Umgebungsluft ermittelt werden. Dazu wird das Werkzeug als rund angenommen, wobei der Radius nach Formel (5-24) so gewählt ist, dass die außen liegende Gesamtoberfläche des runden, imaginären Werkzeugs jener des realen Werkzeugs entspricht. Diese Oberflächenäquivalenz soll eine Übertragbarkeit des Ergebnisses gewährleisten.

$$\begin{aligned} A_{WZ_real} &= 2 \cdot (l_{WZ} \cdot b_{WZ} + l_{WZ} \cdot h_{WZ} + b_{WZ} \cdot h_{WZ}) \\ &= 2 \cdot (203 \cdot 100 + 203 \cdot 70 + 100 \cdot 70)mm^2 = 83020mm^2 \end{aligned} \quad (5-23)$$

$$r_{WZ_äqu} = \frac{A_{WZ_real}}{2 \cdot \pi \cdot l_{WZ}} = \frac{83020mm^2}{2 \cdot \pi \cdot 203mm} = 65,1mm \quad (5-24)$$

Nun kann die Näherungsformel zur Ermittlung des Wärmeübergangskoeffizientens α angewendet werden (siehe Formel (5-25)) [SCHW17] [VDI208]. Die Temperaturdifferenz wird dabei mit der über den Erwärmungszeitraum von zehn Minuten gemittelten Temperaturdifferenz in Höhe von $\Delta T_{mittel} = 105K$ angenommen.

$$\alpha = 1,22 \cdot \left(\frac{\Delta T_{mittel}}{D} \right)^{0,25} = 1,22 \cdot \left(\frac{105K}{2 \cdot 0,0651m} \right)^{0,25} = 6,5 \frac{W}{m^2 \cdot K} \quad (5-25)$$

Rechnerisch ergibt sich ein Wärmeübergangskoeffizient in Höhe von $\alpha = 6,5 \frac{W}{m^2 \cdot K}$. Der innerhalb der zehnminütigen Aufwärmphase konstant abgegebene Wärmestrom beläuft sich nach Formel (5-26) auf durchschnittlich 56,7 Watt.

$$\dot{Q} = \alpha \cdot \Delta T_{mittel} \cdot A_{WZ_{real}} = 6,5 \frac{W}{m^2 \cdot K} \cdot 105K \cdot 0,08302m^2 = 56,7W \quad (5-26)$$

$$\Delta P_{10min_{real}} = 1063W + 57W = 1120W \quad (5-27)$$

$$n_{HP_{real}} = \frac{\Delta P_{10min_{real}}}{P_{Heizpatrone}} = \frac{1120W}{315W} = 3,6 \quad (5-28)$$

Somit wäre eine konstante Heizleistung von $\Delta P_{10min_{real}} = 1120W$ nötig, woraus wiederum folgt, dass die Anzahl der benötigten Heizpatronen bei $n_{HP_{real}} = 4$ verbleibt. Zur Berücksichtigung eines Sicherheitsfaktors und zur Gewährleistung einer möglichst gleichmäßigen Erwärmung des gesamten Werkzeugs ohne lokale Überhitzungen wird die Anzahl jedoch auf das konstruktiv mögliche Maximum von acht Heizpatronen erhöht.

5.7. Geteilte Ausführung des Werkzeugs

Aus fertigungstechnischer Sicht ist eine geteilte Ausführung des Werkzeugs unabdingbar. Hauptgrund hierfür sind innenliegende Bohrungen wie beispielsweise die Zusammenführung der zwei Schmelzeströme aus den Extrudern und die Fertigung des rechteckigen Strömungskanals, der sich auf Grund seiner geringen Abmaße nicht auf die volle Länge von 70mm stirnseitig fräsen ließe. Aus diesem Grund wird das Werkzeug sowohl in der horizontalen, als auch in der vertikalen Ebene zweigeteilt ausgeführt. Dies schafft einen einfachen Zugang an die innenliegenden, zu fräsenden Stellen, sodass eine präzise Fertigung möglich ist. Gleichzeitig ergibt sich dadurch jedoch die Notwendigkeit von Positionierungs- und Verbindungselementen, welche einen zusätzlichen Fertigungsaufwand bedeuten und selbstredend auch konstruktiv mit an dem Werkzeug vorgesehen werden müssen. Hierbei sollen möglichst identische Schrauben verwendet werden, um der grundlegenden Forderung nach einer montagegerechten Konstruktion nachzukommen. In der Praxis bedeutet dies, dass beispielsweise alle Schrauben den gleichen Schraubenkopf aufweisen, sodass zum Anziehen der Schrauben kein Wechsel des Werkzeugs notwendig ist.

Die zur Verbindung der Einzelbauteile notwendigen Schraubverbindungen sollen im Folgenden dimensioniert werden. Dazu wird zunächst die übliche Festigkeitsklasse 5.6 angenommen, wobei konstruktiv Platz für vier Schrauben zur Verbindung von Werkzeugober- und -unterteil gegeben ist.

Bei Berücksichtigung eines gängigen Sicherheitsfaktors ($S_F = 1,5$) ergibt sich die zulässige Spannung pro Schraube somit zu $\sigma_{zul_{5.6}} = 200 \frac{N}{mm^2}$ (siehe Formel (5-29)).

$$\sigma_{zul_{5.6}} = \frac{R_e}{S_F} = \frac{5 \cdot 6 \cdot 10 \frac{N}{mm^2}}{1,5} = 200 \frac{N}{mm^2} \quad (5-29)$$

Die Extruder erreichen einen maximalen Schmelzedruck von $200bar$. Dieser fällt zwar bereits in der reibungsbehafteten Zuführung mittels der Druckschläuche ab, jedoch soll das Werkzeug zur Sicherheit für einen real am Werkzeug anliegenden Druck von $200bar$ ausgelegt werden. Im normalen Betriebsfall fließt die Kunststoffschmelze durch den Rechteckkanal des Werkzeugs und tritt am Werkzeugende im noch flüssigen Zustand aus. Das denkbar gefährlichste Szenario hinsichtlich der mechanischen Belastung der Schraubverbindungen wäre eine Verstopfung des Strömungskanals, bspw. durch eine am Kanalausgang verfrüht erstarrende Schmelze bei ausfallender Werkzeugbeheizung o.ä. In diesem Fall würde der volle Extruderdruck auf die Werkzeughälften wirken und diese auseinander drücken. Gemäß der zuvor festgelegten Kanal- und Vorhofgeometrie lässt sich die Fläche A_{DF} bestimmen (siehe Formel (5-30)), auf die der Druck des Schmelzestroms wirken würde. Die daraus resultierende Kraft ergibt sich nach Formel (5-31) zu $28,12kN$. Pro Schraube sind folglich $7kN$ aufzunehmen (siehe Formel (5-32)).

$$\begin{aligned} A_{DF} &= A_{Vorhof} + A_{Kanal} \\ &= \left(19mm \cdot 15mm + \frac{\pi}{2} \cdot (9,5mm)^2\right) + 11mm \cdot 89mm \\ &= 1.406mm^2 \end{aligned} \quad (5-30)$$

$$F_{Gesamt_{WZOH}} = p_{Extr} \cdot A_{DF} = 20.000.000Pa \cdot 1,406m^2 \cdot 10^{-3} = 28.120N \quad (5-31)$$

$$F_{Schraube} = \frac{F_{Gesamt_{WZOH}}}{n_{Schrauben}} = \frac{28.120N}{4} = 7.030N \quad (5-32)$$

Der erforderliche Schraubendurchmesser liegt somit bei $d_{erf_{5.6}} = 6,7mm$ (siehe Formel (5-34)), sodass als nächstgrößeres Regelgewinde M8 Schrauben auszuwählen sind [KLEI97, S. 238].

$$A_{\text{erf}_5.6} = \frac{7030N}{200 \frac{N}{\text{mm}^2}} = 35,15\text{mm}^2 \quad (5-33)$$

$$d_{\text{erf}_5.6} \geq \sqrt{\frac{4 \cdot A_{\text{erf}_5.6}}{\pi}} = \sqrt{\frac{4 \cdot 35,15\text{mm}^2}{\pi}} = 6,69\text{mm} \quad (5-34)$$

Um bei der Konstruktion des Werkzeugs weniger Platz für die Schrauben zu benötigen, soll überprüft werden, ob durch die Wahl der nächsthöheren Festigkeitsklasse 8.8 die Verwendung des nächstkleineren Regelgewindes ermöglicht werden würde. Dies hätte die Verwendung von M6 Schrauben zur Folge, welche geometrisch deutlich einfacher in der Konstruktion zu berücksichtigen wären. Die sich bei der Festigkeitsklasse 8.8 ergebende zulässige Spannung $\sigma_{\text{zul}8.8} = 426 \frac{N}{\text{mm}^2}$ ist mehr als doppelt so groß wie jene der Festigkeitsklasse 5.6.

$$\sigma_{\text{zul}8.8} = \frac{R_e}{S_F} = \frac{8 \cdot 8 \cdot 10 \frac{N}{\text{mm}^2}}{1,5} = 426 \frac{N}{\text{mm}^2} \quad (5-35)$$

Die pro Schraube wirkende Kraft bleibt auf Grund der unveränderten Größen A_{DF} , p_{Extr} und $n_{\text{Schrauben}}$ gleich. Der neue Mindestdurchmesser ergibt sich zu $d_{\text{erf}_8.8} \geq 4,6\text{mm}$ (siehe Formel (5-37)). Die Verwendung von M6 Schrauben der Festigkeitsklasse 8.8 ist also möglich und soll wegen des geringeren Platzbedarfs (Durchgangsbohrung, Kernbohrung) vorgezogen werden.

$$A_{\text{erf}_8.8} = \frac{7030N}{426 \frac{N}{\text{mm}^2}} = 16,50\text{mm}^2 \quad (5-36)$$

$$d_{\text{erf}_8.8} \geq \sqrt{\frac{4 \cdot A_{\text{erf}_8.8}}{\pi}} = \sqrt{\frac{4 \cdot 16,50\text{mm}^2}{\pi}} = 4,58\text{mm} \quad (5-37)$$

Die thermische Belastung während der Versuchsdurchführung ist sowohl für Schrauben der Festigkeitsklasse 5.6, als auch 8.8 unbedenklich, da sich die Gültigkeit der Festigkeitsangaben bis zu einer Einsatztemperatur von 300°C erstreckt. Erst bei darüberhinausgehender thermischer Belastung sind Schrauben mit spezieller chemischer Zusammensetzung erforderlich (bspw. 42CrMo4).
[LANN11]

Neben den Schrauben müssen auf Grund der geteilten Werkzeugausführung zentrierende Elemente berücksichtigt werden, welche eine hohe Positioniergenauigkeit der Werkzeughälften gewährleisten. Dafür sollen Passstifte

verwendet werden, welche es als Fertigbauteile in sämtlichen Abmaßen zu kaufen gibt. Der für die Passstifte gängigen m6-Passung steht in den Werkzeughälften eine F7-Passung (Werkzeugoberhälfte), bzw. H7-Passung (Werkzeugunterhälfte) gegenüber. In der Praxis bedeutet dies, dass die Passstifte bei einer Demontage des Werkzeugs immer in der Werkzeugunterhälfte (H7-Passung) verbleiben, da diese Passungskombination in der Regel einen deutlich strammeren Sitz der Stifte aufweist (siehe Tabelle 5).

Tabelle 5: Toleranzmaße der verwendeten Passungen [ERIC17]

Passung (Ø 5mm)	Untere Toleranz [μm]	Obere Toleranz [μm]
m6	4	12
F7	10	22
H7	0	12

Ein weiterer Vorteil, der mit der Entscheidung für eine geteilte Werkzeugausführung einhergeht, ist die sich ergebende Möglichkeit der Variation der Kanalgeometrie. Diese kann durch das Einlegen von Abstandsblechen zwischen Werkzeugober- und Werkzeugunterhälfte realisiert werden. Dadurch wird der spätere Versuchsplan maßgeblich erweitert und eine Variation des in Formel (5-4) beschriebenen Verhältnisses zwischen Kanalbreite und -höhe zugelassen.

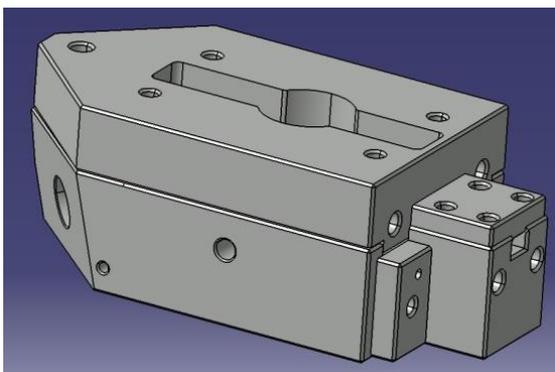


Abbildung 32: Geteilte Ausführung ohne Normteile (Zusammenbau)

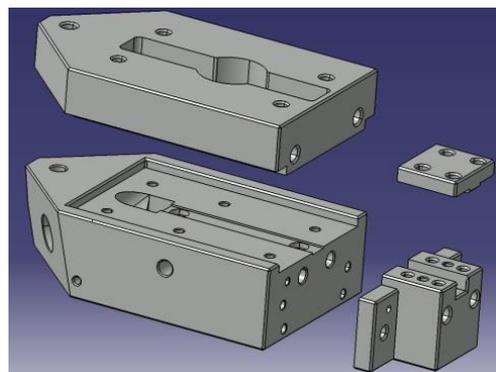


Abbildung 33: Geteilte Ausführung ohne Normteile (Explosionsdarstellung)

Auch die Reinigung des Werkzeugs wird durch die Teilung des Werkzeugs und die damit deutlich verbesserte Zugänglichkeit der von der Schmelze durchströmten Kanäle erleichtert. So können nach der Versuchsdurchführung im Werkzeug verbleibende Schmelzereste einfach entfernt werden.

Durch das Erwärmen des Werkzeugs steigt die Amplitude der atomaren

Schwingungen im Kristallgitter des Aluminiums. Dies ist der Grund für die zu beobachtende thermische Längenausdehnung, welche bei Feststoffen durch den sogenannten Längenänderungs-, bzw. Wärmeausdehnungskoeffizienten δ_{tL} beschrieben wird. Im Falle des Versuchswerkzeugs bedeutet dies eine Veränderung der zuvor bestimmten geometrischen Abmaße. Diese Änderungen lassen sich nach Formel (5-38) in Abhängigkeit von der Temperaturdifferenz ΔT , der Bauteillänge l und des Ausdehnungskoeffizientens δ_{tL} quantitativ bestimmen. Der Ausdehnungskoeffizient selbst ist eine temperaturabhängige Größe, die in der Literatur meist für den Gültigkeitsbereich von $0^\circ\text{C} \leq T \leq 100^\circ\text{C}$ angegeben ist [RICHT08, S. 112] [EYER08, S 575]. Bei weiter steigenden Temperaturen verändert sich der Wert für δ_{tL} . Da die späteren Versuche bei Temperaturen deutlich oberhalb dieses Bereichs durchgeführt werden sollen, ist für die Berechnungen die Verwendung eines Ausdehnungskoeffizientens mit größerem Gültigkeitsspektrum erforderlich. Im Fall von Aluminium beträgt der Wärmeausdehnungskoeffizient mit einem zugehörigen Gültigkeitsbereich von $0^\circ\text{C} \leq T \leq 500^\circ\text{C}$ $\delta_{tL_{Alu}} = 27,4 \cdot 10^{-6} \frac{1}{\text{K}}$ [RAUS06, S. 3].

$$\Delta l = \Delta T \cdot l \cdot \delta_{tL} \quad (5-38)$$

Bei der maximalen Versuchstemperatur von $T_{max} = 230^\circ\text{C}$ ergibt sich die Ausdehnung der Werkzeugaußenmaße in der Länge zu $\Delta l_l = 1,17\text{mm}$, in der Breite zu $\Delta l_b = 0,58\text{mm}$ und in der Höhe zu $\Delta l_h = 0,4\text{mm}$ (siehe Formel (5-39) bis (5-41)). Die längenmäßige Änderung der Druckmessstrecke zwischen p_1 und p_2 liegt bei $\Delta l_{p_1p_2} = 0,4\text{mm}$ (siehe Formel (5-42)) und sollte als Fehlereinflussgröße bei späteren Versuchsauswertungen unbedingt Berücksichtigung finden.

$$\Delta l_l = 27,4 \cdot 10^{-6} \frac{1}{\text{K}} \cdot 210\text{K} \cdot 203\text{mm} = 1,17\text{mm} \quad (5-39)$$

$$\Delta l_b = 27,4 \cdot 10^{-6} \frac{1}{\text{K}} \cdot 210\text{K} \cdot 100\text{mm} = 0,58\text{mm} \quad (5-40)$$

$$\Delta l_h = 27,4 \cdot 10^{-6} \frac{1}{\text{K}} \cdot 210\text{K} \cdot 70\text{mm} = 0,4\text{mm} \quad (5-41)$$

$$\Delta l_{p_1p_2} = 27,4 \cdot 10^{-6} \frac{1}{\text{K}} \cdot 210\text{K} \cdot 70\text{mm} = 0,4\text{mm} \quad (5-42)$$

Die thermische Belastung beeinflusst jedoch nicht nur die Außenabmaße des Werkzeugs, sondern hat auch Auswirkungen auf die Maßhaltigkeit des Strömungskanals im Werkzeuginneren. Da dessen Geometrie entscheidend für die

Qualität der Auswertung der rheologischen Versuche ist, soll neben der zuvor bereits angesprochenen Streckung der Kanallänge auch die Veränderung der Kanalhöhe und –breite betrachtet werden.

Zum besseren Verständnis der thermischen Verformungsvorgänge in Werkzeughöhe und –breite, kann das Werkzeug – wie schon in Kapitel 5.6 – als dickwandiges Rohr betrachtet werden. Dies ermöglicht die in [KIES60, S. 59] dargelegte theoretische Vorstellung der Aufteilung des Rohres in viele einzelne Ringzylinder dünner Wanddicken. Bei thermischer Belastung würden die Wanddicken zunehmen und sich gegenseitig unter Spannung setzen. Die geometrische Verformung des innersten Ringzylinders ist wegen seiner kleinen Abmaße dabei am Geringsten. Mit größer werdendem Zylinderdurchmesser nimmt diese thermisch bedingte Ausdehnung nach außen hin deutlich zu. Da die imaginären Ringzylinder sich nicht unabhängig voneinander Deformieren können, sondern stofflich miteinander verbunden sind, werden die inneren Ringzylinder bei der Ausdehnung der größeren Zylinder mit nach außen gezogen und somit gestreckt. Dieses Phänomen wird sich in der Praxis beim Aufschumpfen von Ringen auf zylindrische Bauteile zu Nutze gemacht, sodass ein reibschlüssiger (Quer-)Pressverband ohne größere mechanische Fügekraft hergestellt werden kann [BOEG07, S. I 112].

Unter Berücksichtigung dieser Tatsachen kann angenommen werden, dass die im Folgenden berechneten, thermisch bedingten Maßänderungen zu einer Aufweitung und nicht zu einer Verengung des Strömungskanals führen. Da der Rechteckkanal in der Breite bis zur Werkzeugaußenseite von Vollmaterial umgeben ist, ergibt sich rechts und links neben dem Strömungskanal eine thermisch belastete Materialdicke von je $b_{KA} = 44,5mm$.

$$b_{KA} = \frac{b_{WZ} - b_{Kanal}}{2} = \frac{100mm - 11mm}{2} = 44,5mm \quad (5-43)$$

Bei diesem Maß lässt sich eine Längenänderung von

$$\Delta b_{KA} = 27,4 \cdot 10^{-6} \frac{1}{K} \cdot 210K \cdot 44,5mm = 0,26mm \quad (5-44)$$

bestimmen. Dies ist die jeweils theoretische Breitenänderung an der rechten und linken Werkzeugaußenseite auf Höhe des Kanals. Die Maßabweichungen im Werkzeuginneren – und damit eine Aufweitung der Kanalbreite – ist auf Grund der zuvor beschriebenen, in radialer Richtung nach außen hin zunehmenden Verformungsvorgänge als deutlich geringer anzunehmen.

Hinsichtlich der thermischen Verformung in der Werkzeughöhe, ist im Bereich des Kanals die Besonderheit zu beachten, dass die Werkzeuoberhälfte hier nur aus einer dünnen Membran ($d_m = 3mm$) zwischen Sonotrode und Strömungskanal besteht. Die thermische Verformung fällt hier entsprechend gering aus (siehe Formel (5-45)).

$$\Delta h_{KS} = 27,4 \cdot 10^{-6} \frac{1}{K} \cdot 210K \cdot 3mm = 0,02mm \quad (5-45)$$

Zur Werkzeugunterseite hin beträgt die Materialdicke unter dem Strömungskanal $39mm$, sodass sich eine thermische bedingte Höhenänderung von $\Delta h_{KU} = 0,22mm$ ergibt.

$$\Delta h_{KU} = 27,4 \cdot 10^{-6} \frac{1}{K} \cdot 210K \cdot 39mm = 0,22mm \quad (5-46)$$

Äquivalent zu der vorherigen Betrachtung der Werkzeugbreite sei auch hier angemerkt, dass dies die maximale Verformung an der Werkzeugaußenseite ist. Die geometrische Veränderung im Werkzeuginneren wird deutlich geringer ausfallen. Nichtsdestotrotz würde eine eventuelle Verformung der Kanalhöhe um zwei Zehntelmillimeter wegen der sehr schmalen Kanalhöhe bereits eine geometrische Abweichung von 20% bedeuten und ist deshalb als Fehlergröße bei einer späteren Versuchsauswertung unbedingt zu berücksichtigen.



Abbildung 34: Reales Werkzeug im zusammengebauten Zustand

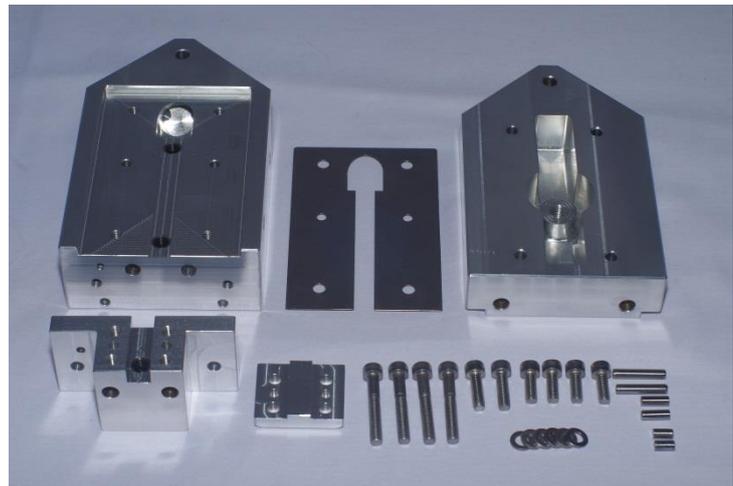


Abbildung 35: Reales Werkzeug in seinen Einzelteilen: Unterhälfte, Abstandshalter, Oberhälfte, Anbau, -deckel, Schrauben, Unterlegscheiben, Passstifte (v.l.n.r.)

In Abbildung 34 und Abbildung 35 ist das gefräste Werkzeug im Zusammenbau und in seinen Einzelteilen zu sehen. Die zugehörigen Fertigungsunterlagen (Bauteilzeichnungen und Stückliste) befinden sich im Anhang dieser Arbeit.

5.8. Gestaltung der Sonotrode

Auf Grund der im Stand der Technik vor allem bei hochfrequenter Anregung verstärkt nachgewiesenen Viskositätsreduzierung, wurde sich bei der Entwicklung dieses Versuchsaufbaus für eine Anregung im Ultraschallbereich entschieden (siehe Kapitel 4.1.1.1). Die Einbringung der Schwingungen in das Werkzeug bzw. die Schmelze erfolgt somit mittels einer schwingenden Sonotrode.

Konstruktiv gab es dabei zunächst die Überlegung, dass in dem Werkzeug auf Höhe des Strömungskanals eine bis zum Kanal hin durchgehende Aussparung für die Sonotrode vorgesehen wird, welche keinen Boden aufweist. Der Grund für diese Überlegung war die daraus resultierende unmittelbare Anregung des Schmelzestroms. Problematisch würde sich dabei jedoch die Abdichtung des Systems gestalten, da bei späteren Versuchen Drücke von bis zu $p_{max} = 200bar$ gefahren werden können sollten. Gleichzeitig wäre eine sehr kleine Sonotrode mit geringen Abmaßen $B_{Sonotrode} < B_{Kanal}$ notwendig, damit diese ausschließlich Kontakt mit der Schmelze hätte und die Kanalwände keinesfalls berühren würde.

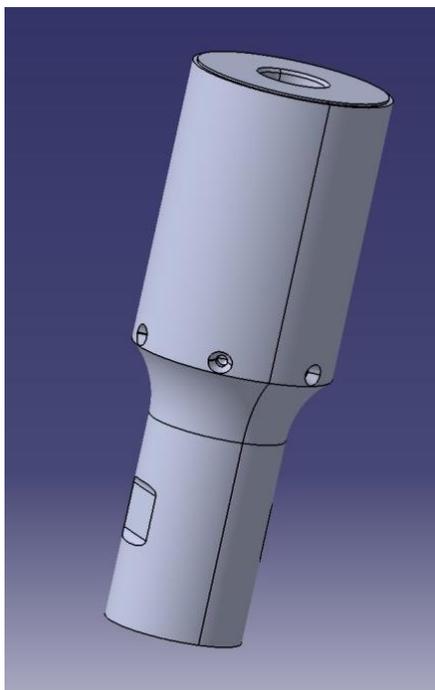


Abbildung 36: Sonotrode in CATIA

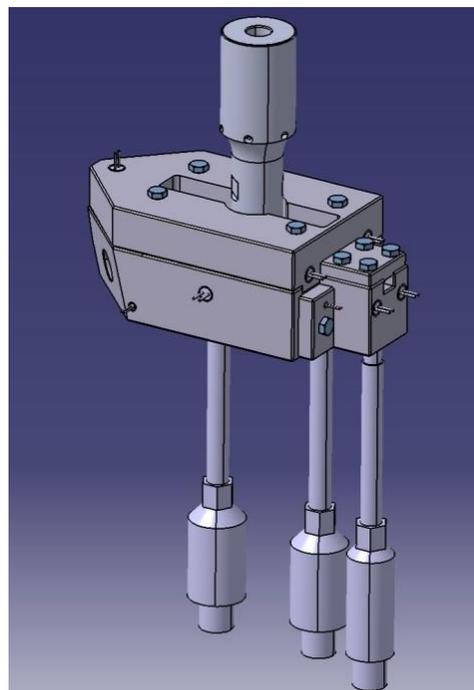


Abbildung 37: Baugruppe mit Anbauteilen

Die von verschiedenen Sonotrodenherstellern angebotenen, minimalen Sonotrodenbreiten für diesen Versuchsaufbau wurden dieser Anforderung jedoch nicht gerecht. Da der Strömungskanal nicht weiter verbreitert werden sollte, entfiel

diese konstruktive Variante. Nach Rücksprache mit dem späteren Zulieferer der Sonotrode wurde sich auf eine Lösungsvariante mit minimal möglicher Sonotrodengröße, ohne direkten Kontakt von Sonotrode und Schmelzestrom geeinigt. Beim Fräsen der Sonotrodentasche in dem Werkzeug wird dabei ein 3mm dünner Taschengrund stehen gelassen. Dieser dient als eine Art Membran: die Schwingungen werden an die Schmelze weitergeleitet und gleichzeitig eine sichere Abdichtung gewährleistet. Zudem stellt diese Membran eine konstante Oberfläche dar, die von der Sonotrode schwingend angeregt wird. Auf der Unterseite dieser Membran verläuft der Schmelzekanal, durch den das anzuregende, geschmolzene PP fließt. Von ihren Außenabmaßen her übersteigt die Sonotrode die Kanalbreite aber auch bei dieser Variante, sodass die Sonotrodentasche breiter ausgeführt werden muss als der darunterliegende Strömungskanal.

Durch die im vorherigen Kapitel dargestellte Entscheidung für ein horizontal geteiltes Werkzeug, kann aus fertigungstechnischer Sicht keine seitliche Einbringung der Sonotroden in Betracht gezogen werden. Dies begründet sich durch ein Gewinde, welches mittig in der Sonotrodentasche positioniert werden muss und zur präzisen Montage der Sonotrode dient. Durch die geteilte Werkzeugausführung wäre auch dieses Gewinde in zwei Hälften zu teilen. Der extrem hohen Montagegenauigkeit, die seitens der Sonotrodenhersteller gefordert wird, wäre so nicht nachzukommen. Deshalb kommt lediglich die Positionierung der Sonotrode an der Ober-/ Unterseite des Werkzeugs in Frage. Durch die an der Unterseite angebrachten Druck- und Temperaturlaufnehmer verbleibt lediglich die Möglichkeit einer einseitigen Schmelzeanregung von der Oberseite des Werkzeugs her. Die konstruktive Gestaltung der Werkzeugoberhälfte erfolgte in Zusammenarbeit mit der Firma KLN, die gleichzeitig der Zulieferer der Sonotrode und des zum Versuchsaufbau benötigten Equipments ist (Generator, Schallkopf, Hochfrequenzkabel).

6. Versuchsplan und Versuchsaufbau

Zur Erstellung des Versuchsplans müssen zunächst die Parameter festgelegt werden, die während der Versuchsdurchführung variiert werden sollen. Prinzipiell kommen dabei alle in Kapitel 4 vorgestellten Einflussgrößen in Frage. An dieser Stelle soll sich jedoch auf die in der Praxis direkt einstellbaren Größen beschränkt werden (bspw. Temperatur, Extruderdrehzahl, Anregungsfrequenz, ...). Abgeleitete Größen wie die Strömungs- oder Schergeschwindigkeit sind abhängig von den eingestellten Prozessgrößen wie der Extruderdrehzahl oder auch der Kanalgeometrie und sind deshalb nicht als grundlegende Versuchsparameter anzusehen. Die wegen der Aufgabenstellung dieser Arbeit interessanten Ergebnisgrößen sind die Viskosität und die Austrittstemperatur der Kunststoffschmelze. Aus diesen beiden Größen können die Erkenntnisse für das Fließ- und thermische Verhalten der PP-Schmelze bei oszillierender Anleitung abgeleitet werden. Die Viskosität wird dabei anhand der Druckdifferenz in dem Schmelzekanal rechnerisch bestimmt. Die Messung der Temperatur der Schmelze erfolgt mittels eines Schmelzetemperaturfühlers im Strömungskanal.

Die Erstellung und grafische Aufbereitung des Versuchsplans erfolgt mittels Konturplots. Aus dieser Art der Darstellung gehen sämtliche Versuchsparameter direkt hervor. Die in einem einzelnen Konturplot angetragenen Parameter sollten in Abhängigkeit ihres abschätzbaren Einflusses so gewählt werden, dass jene Größen mit dem vermutlich größten Einfluss auf die betrachteten Ausgangsgrößen als erstes angetragen werden.

Auf Grund der Ergebnisse der Literaturrecherche (siehe Kapitel 4) müssten hier die Schmelzetemperatur T und die Schergeschwindigkeit $\dot{\gamma}$ gewählt werden. Da die Schergeschwindigkeit jedoch keine direkt einstellbare Prozessgröße darstellt, sondern in Abhängigkeit von der Strömungsgeschwindigkeit und damit von dem Volumenstrom bzw. der Extruderdrehzahl steht, wird der an dem Extruder einstellbare Volumenstrom \dot{V} als Ersatzgröße für die Schergeschwindigkeit gewählt. Auf Grund des Schwerpunkts dieser Arbeit auf der schwingenden Anregung der Materialschmelze, soll zudem die Anregungsfrequenz f als Einflussgröße priorisiert behandelt werden, obwohl der durch sie zu erwartende quantitative Einfluss auf die betrachteten Ausgangsgrößen verhältnismäßig gering sein wird (siehe Kapitel

4.1.1.1). Es ergibt sich der in Abbildung 38 dargestellte, grundlegende Konturplot, der die Parameter Prozesstemperatur T und Erregerfrequenz f beinhaltet. Unter Hinzunahme des Volumenstroms \dot{V} als dritte Größe, ergibt sich der in Abbildung 39 dargestellte dreifaktorielle Versuchsplan. Die drei abgebildeten Ebenen stellen die unterschiedlichen Volumenströme dar, bei denen die Prozesstemperatur und Erregerfrequenz variiert werden sollen.

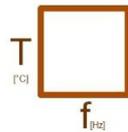


Abbildung 38: Zweifaktorieller Versuchsplan ($T; f$)

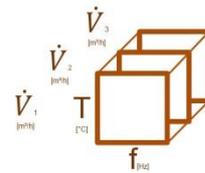


Abbildung 39: Dreifaktorieller Versuchsplan ($T; f; \dot{V}$)

Als weitere variable Prozessgrößen werden die Schwingungsamplitude a der Sonotrode und die Höhe h des Strömungskanals ausgewählt. In separater Kombination mit dem zuvor erstellten dreifaktoriellen Versuchsplan ergeben sich daraus jeweils vierfaktorielle Versuchspläne (siehe Abbildung 40 und Abbildung 41).

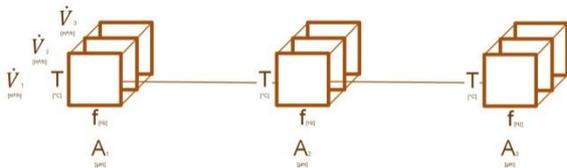


Abbildung 40: Vierfaktorieller Versuchsplan ($T; f; p; A$)

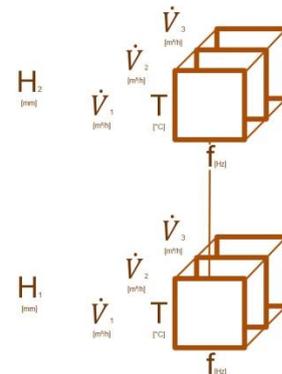


Abbildung 41: Vierfaktorieller Versuchsplan ($T; f; p; H$)

6.1. Vollfaktorieller Versuchsplan

Durch die gemeinsame Darstellung der fünf genannten variablen Prozessgrößen ergibt sich der in Abbildung 42 dargestellte, vollständige fünffaktorielle Versuchsplan. Um die Anzahl der Versuchsläufe bestimmen zu können, gilt es für jede Prozessgröße die Menge der anzufahrenden Versuchspunkte festzulegen.

Die Prozesstemperatur T soll in drei verschiedenen Größenordnungen im Versuchsplan berücksichtigt werden. Die minimal mögliche Prozesstemperatur wird durch die Schmelztemperatur des verwendeten PP-Granulats festgelegt

($T_{\text{Schmelz_PP}} = 160^\circ\text{C}$), sodass $T_1 = 180^\circ\text{C}$ gewählt wird. Das obere Maximum stellt die in Kapitel 4.1.1.4 dargelegte Grenztemperatur ($T_{\text{Grenz}} = 230^\circ\text{C}$) dar, sodass die zwei weiteren Versuchstemperaturen in dem sich daraus ergebenden Temperaturbereich gewählt werden ($T_2 = 200^\circ\text{C}$; $T_3 = 220^\circ\text{C}$).

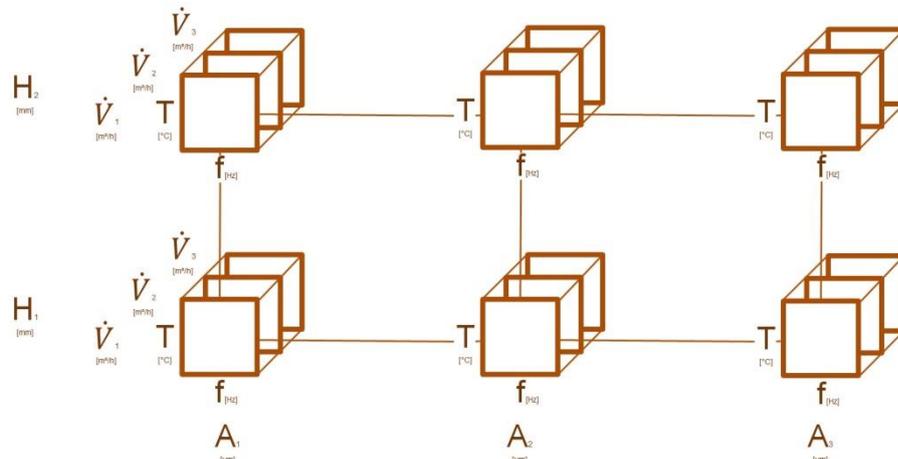


Abbildung 42: Fünffaktorieller Versuchsplan (vollständig faktoriell)

Die Frequenz f der Anregung kann – wie in Kapitel 4.1.1.1 beschrieben – nur durch einen Tausch der Sonotroden verändert werden und ist daher nur eingeschränkt variabel. Neben einem unangeregten System ($f_1 = 0\text{Hz}$) sollen zwei hochfrequente Versuchspunkte angefahren werden, für die jeweils Sonotroden mit entsprechender Eigenfrequenz zu fertigen sind ($f_2 = 20\text{kHz}$; $f_3 = 30\text{kHz}$).

Der geförderte Volumenstrom \dot{V} kann an den zur Verfügung stehenden Einschneckenextrudern über die Schneckendrehzahl prinzipiell im Bereich von $0 \dots 10.000 \frac{\text{cm}^3}{\text{h}}$ frei eingestellt werden. Begrenzt wird dieses Spektrum jedoch durch einen maximalen Förderdruck von $p_{\text{Extruder_max}} = 200\text{bar}$. Daraus ergibt sich die obere Grenze für den einstellbaren Volumenstrom nach Formel (3-13) und (3-14) zu $\dot{V}_3 = 1.350 \frac{\text{cm}^3}{\text{h}}$. Der anlagenbedingt geringstmögliche, förderbare Volumenstrom liegt bei $\dot{V}_{\text{min}} = \dot{V}_1 = 675 \frac{\text{cm}^3}{\text{h}}$. Bei diesem Durchsatz ergibt sich der Druckverlust nach Formel (6-4) zu $\Delta p_{\text{Gesamt}} = 100\text{bar}$. Der dritte Versuchspunkt wird mit $\dot{V}_2 = 1010 \frac{\text{cm}^3}{\text{h}}$ mittig in dem sich durch \dot{V}_1 und \dot{V}_3 ergebendem Volumenspektrum gewählt.

$$\Delta p_{DS} = \frac{0,000675 \frac{m^3}{h} \cdot 8 \cdot 500Pas \cdot 1m}{3600 \frac{s}{h} \cdot \pi \cdot (0,005m)^4} = 381.972Pa \quad (6-1)$$

$$\Delta p_{Kanal_flach} = \frac{0,000675 \frac{m^3}{h} \cdot 12 \cdot 500Pas \cdot 0,09m}{3600 \frac{s}{h} \cdot (0,001m)^3 \cdot 0,011m \cdot 0,94} = 9.792.069Pa \quad (6-2)$$

$$\Delta p_{Kanal_hoch} = \frac{0,000675 \frac{m^3}{h} \cdot 12 \cdot 500Pas \cdot 0,035m}{3600 \frac{s}{h} \cdot (0,006m)^3 \cdot 0,011m \cdot 0,66} = 25.109Pa \quad (6-3)$$

$$\Delta p_{Gesamt} = \Delta p_{DS} + \Delta p_{Kanal_flach} + \Delta p_{Kanal_hoch} \approx 100,1bar \quad (6-4)$$

Die Amplitude der Schwingung kann an dem Generator der Sonotrode prozentual von der konstruktiv möglichen Maximalamplitude $a_{max} = 36\mu m$ variiert werden. In dem Versuchsplan sollen drei verschiedene Amplituden angefahren werden, sodass Aussagen zu dem Einfluss der Amplitude ermöglicht werden ($a_1 = 10\mu m$; $a_2 = 20\mu m$; $a_3 = 30\mu m$).

Bei der Kanalhöhe h ist die in Kapitel 5.1 festgelegte Höhe von $h_1 = 1mm$ als Ausgangshöhe definiert. Die Variation der Kanalhöhe durch ein in das geteilte Werkzeug einlegbares Abstandsblech bringt den zweiten Versuchspunkt $h_2 = 2mm$.

6.2. Teilfaktorieller Versuchsplan

Um der Forderung nach einem hohen Erkenntnisgewinn bei gering gehaltenem Aufwand nachzukommen, wird der in Abbildung 43 dargestellte vollständige Versuchsplan reduziert [ADAM17, S. 7].

Dabei werden jene Versuchsläufe ausgelassen, deren Informationsgehalte für die Auswertung verhältnismäßig gering sind bzw. durch deren Wegfallen sich die Gesamtqualität der Versuchsauswertung nur unwesentlich reduziert. Aus diesen Überlegungen heraus folgt der in Abbildung 43 dargestellte teilfaktorielle Versuchsplan. Es entfallen die Versuchspunkte, deren Konturplots mit unterbrochenen Linien dargestellt sind.

Für die Praxis bedeutet dies eine deutliche Verringerung der durchzuführenden

Versuchsläufe. Während bei dem vollständigen Versuchsplan 162 Versuchsdurchführungen nötig sind, halbiert sich die Versuchsanzahl bei dem teilfaktoriellen Versuchsplan auf 81. Dadurch sinkt die für die Versuche aufzubringende Zeit und damit einhergehend die entstehenden Kosten (benötigte Granulatmenge, Personalkosten, Anlagenkapazität, ...).

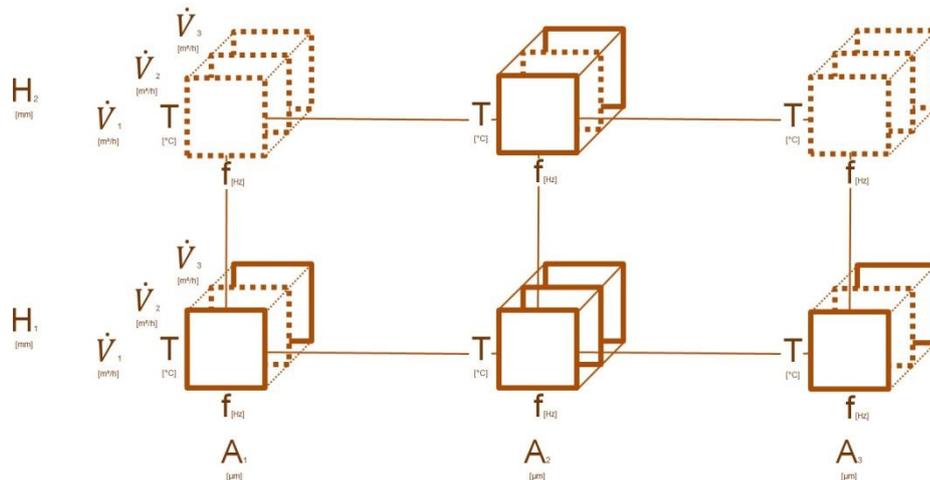


Abbildung 43: Fünffaktorieller Versuchsplan (teilfaktoriell)

Gleichzeitig reduziert sich die Menge an Daten, die zur Auswertung zur Verfügung stehen. Dies ermöglicht zwar eine schnellere und übersichtlichere Aufbereitung der Versuche, wenngleich Aussagen zu den ausgelassenen Versuchspunkten nunmehr nicht auf experimenteller Basis, sondern lediglich aus Ableitungen der Erkenntnisse der durchgeführten Versuchsläufe getroffen werden können. Dies ist beispielsweise über interpolierte Kurvenverläufe zu realisieren.

6.3. Versuchsaufbau

Der Versuchsaufbau erfolgt nach der in Abbildung 44 skizzierten schematischen Darstellung. Neben den zwei Einschneckenextrudern werden zwei beheizte Druckschläuche benötigt, die die Extruder mit dem konstruierten Messwerkzeug verbinden. An dem Messwerkzeug werden zwei Drucksensoren und ein Temperatursensor angebracht, welche über ein entsprechendes Netzteil mit Spannung versorgt werden. Die Aufzeichnung der Sensorwerte erfolgt mit Hilfe eines Datenloggers. Dieser dokumentiert die von den Sensoren ausgegebenen Spannungswerte, welche später zur Auswertung auf einen Computer übertragen werden können. Auf der Oberseite des Werkzeugs wird die Sonotrode angebracht, die den Schmelzestrom schwingend anregt. Hierbei wird zusätzlich zu dem

Schwingkopf ein Generator benötigt, der die Anregung der Sonotrode in der richtigen Frequenz gewährleistet. Hinter dem Messwerkzeug wird ein Behälter positioniert, sodass der austretende Schmelzestrom aufgefangen wird.

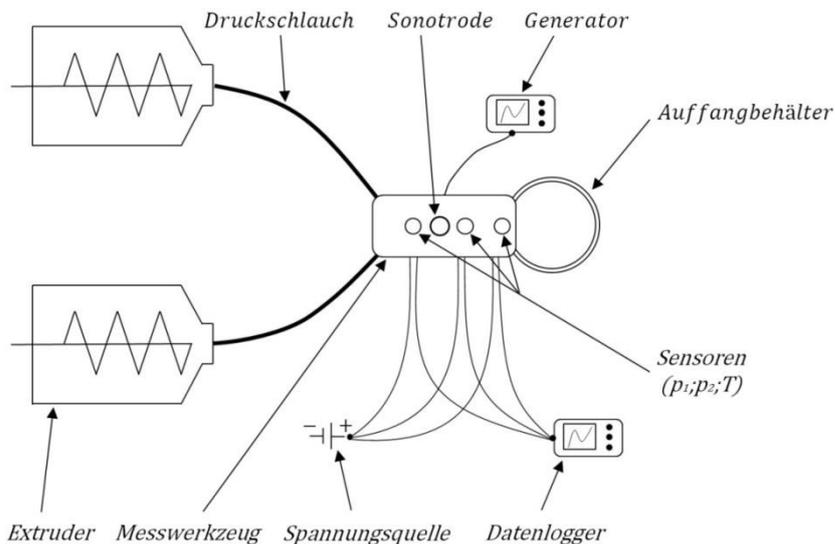


Abbildung 44: Schematische Darstellung des Versuchsaufbaus

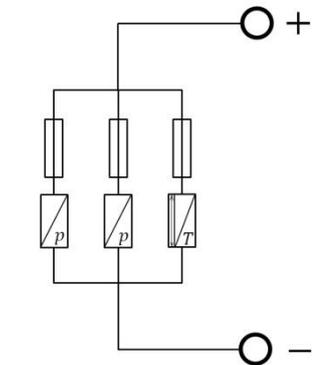


Abbildung 45: Schaltplan zur Spannungsversorgung der Sensoren

Die in der obigen Abbildung dargestellte Verkabelung der Sensoren mit der Spannungsquelle und dem Datenlogger wird in Form einer Kabelbox realisiert, sodass die Verbindungsstellen geordnet und gegen äußere Einflüsse geschützt sind. Diese Box ist in Abbildung 46 links außen zu sehen. Der spannungsversorgende Anschluss der Kabel erfolgt nach dem in Abbildung 45 dargestellten Schaltplan. Die Sensoren arbeiten bei 24V Gleichstrom und werden jeweils mit einer 100mA Sicherung gegen Fehlerströme geschützt (weiße Bauteile in der Kabelbox). Gleichzeitig geben die Sensoren ein Spannungssignal im Bereich von 0 ... 10V aus, welches von dem angeschlossenen Datenlogger durchgehend aufgezeichnet wird (siehe Abbildung 46 rechts). Dieser Spannungswert kann im Nachhinein bei einer Auswertung in einen Druck, bzw. eine Temperatur umgerechnet werden.



Abbildung 46: Kabelbox, Heißkanalregelgerät, Datenlogger (v.l.n.r.)

Die Angaben zur korrekten Verkabelung werden aus der Bedienungsanleitung des jeweiligen Sensors entnommen [GNEU17, DAI] [GNEU17, TF]. Die Messungen erfolgen massebezogen. Aus diesem Grund sind alle Sensoren an die gleiche Masse angeschlossen, um Messfehler durch unterschiedliche Erdungspotentiale auszuschließen (untere Lüsterklemme der Kabelbox in Abbildung 46). In der Bildmitte von Abbildung 46 ist das Heißkanalregelgerät zu sehen, mit dem die Heizpatronen angesteuert werden. Der reale Versuchsaufbau ist in Abbildung 47 und Abbildung 48 dargestellt.



Abbildung 47: Werkzeug im Versuchsaufbau mit angeschlossenen Druckschläuchen



Abbildung 48: Einschneckenextruder mit angeschlossenen Druckschläuchen

Dabei ist zu sehen, dass die Sonotrode auf der Werkzeugoberseite noch nicht montiert ist und im Versuchsaufbau auch der zugehörige Generator fehlt. Dies ist durch Lieferschwierigkeiten seitens des Herstellers der Sonotrode zu erklären. Die Sonotrode wird wegen ihrer speziellen Geometrie als Sonderanfertigung hergestellt und muss vor der Inbetriebnahme des Werkzeugs von dem Sonotrodenhersteller montiert, kalibriert und eingeschwungen werden. Durch eine unplanmäßig hohe Fertigungsdauer des Werkzeugs selbst, konnte dies dem Sonotrodenhersteller erst deutlich verspätet übergeben werden. Die zuvor genannten Arbeitsschritte, welche vom Sonotrodenhersteller auszuführen sind, wurden in dem für diese Masterarbeit zur Verfügung stehenden Bearbeitungszeitraum nicht fertiggestellt. Eine praktische Verifizierung des gesamten Versuchsstandes mit oszillierender Anregung war aus diesen Gründen zeitlich nicht möglich.

7. Zusammenfassung und Ausblick

Im Rahmen der vorliegenden Masterarbeit wurde ein Werkzeug entwickelt und gefertigt, welches die Quantifizierung der Viskosität und der Temperatur einer Thermoplastschmelze ermöglicht. Gleichzeitig wurde die Möglichkeit der Einbringung einer Sonotrode berücksichtigt, um der Forderung nach einer oszillierenden Anregung von Werkzeug und Schmelze nachzukommen. Auf Grund des begrenzten zeitlichen Rahmens dieser Arbeit kam es nicht zur Versuchsdurchführung. Eine Erweiterbarkeit des Werkzeugs (bspw. Verlängerung des Strömungskanals) ist denkbar und durch die geteilte Ausführung von Werkzeug (Ober-/ Unterhälfte) und Anbau (Anbau Temperatursensor / Deckel Anbau) konstruktiv realisierbar. Seitens der Elektronik ist zudem die Installation weiterer Sensoren möglich. Durch die Literaturrecherche konnte herausgestellt werden, dass durch die Anzahl und Qualität aktueller wissenschaftlicher Arbeiten, welche sich mit der Viskosität thermoplastischer Schmelzen beschäftigen, sowohl eine stetige Wissenszunahme, als auch ein großes Interesse an der besseren Verarbeitbarkeit dieser Materialklasse belegbar ist (siehe Kapitel 4.1.2).

In weiterführenden Arbeiten kann mit Hilfe des vorgestellten Versuchplans (siehe Kapitel 6) der Einfluss der Prozessgrößen Frequenz, Amplitude, Temperatur, Volumenstrom (Schergeschwindigkeit) und Spalthöhe bestimmt werden. Auf Grund der Ergebnisse der Literaturrecherche ist bei einer praktischen Ausführung des Versuchplans von der Nachweisbarkeit eines deutlichen Einflusses der schwingenden Anregung auf die Viskosität einer PP-Schmelze auszugehen. Dabei ist durch die Anregungsfrequenz im Ultraschallbereich in Kombination mit einer hoch gewählten Schwingungsamplitude ein deutlich messbarer Abfall der dynamischen Viskosität zu erwarten. Je nach Größe und Reproduzierbarkeit dieser Viskositätsveränderung wäre die Übertragbarkeit auf eine große Produktionsanlage im Bereich der thermoplastischen Serienfertigung zu prüfen.

Interessant ist zudem eine Auswertung der mechanischen Eigenschaften des austretenden Materials. Dabei könnte es zu einem Vergleich der Ergebnisse mit denen von KMETTY ET AL. kommen, um zu überprüfen, ob sich die Zugfestigkeit auch bei hochfrequenter Anregung maßgeblich erhöht [KMET10, S. 1288ff.].

Quellen

- ADAM17 Adam, Statistische Versuchsplanung und Auswertung, FH Düsseldorf, https://zies.hs-duesseldorf.de/Lehre/Lehrveranstaltungen/Versuchsplanung%20und%20Auswertung/Documents/1_Skript_aktuell.pdf (Stand: 27.10.2017)
- AUGU89 Augustin, Herstellung und Charakterisierung von hochgefüllten, unidirektional faserverstärkten thermoplastischen Polymeren, TU Berlin 1989
- AVIL13 Avila-Orta, Espinoza-Gonzalez, Martinez-Colunga, Bueno-Baques und Maffezzoli, An Overview of Progress and Current Challenges in Ultrasonic Treatment of Polymer Melt, Wiley Periodicals, Lecce 2013
- AVKI14 AVK - Industrievereinigung Verstärkte Kunststoffe e. V., Handbuch Faserverbundkunststoffe, 4. Auflage, Springer Vieweg, Wiesbaden 2014
- BARG06 Bargel, Schulze, Werkstoffkunde, Springer-Verlag, Heidelberg 2006
- BAUN17 BauNetz Media GmbH, Werkstoffdatenblatt verschiedener Faserarten, http://alt.baunetzwissen.de/dl/134810/eigenschaften_glasfasern.pdf (Stand: 27.10.2017)
- BEIT14 Beitzel, Frischbetondruck unter Berücksichtigung der rheologischen Eigenschaften, Band 71, KIT Scientific Publishing, Karlsruhe 2014
- BELI13 Belitz und Schormüller, Analytik der Lebensmittel: Physikalische und Physikalisch-Chemische Untersuchungsmethoden, Springer-Verlag, Heidelberg 2013
- BERN54 Bernhardt, Effect of ultrasound on thermoplastic melts, TU Darmstadt, Darmstadt 1954
- BOEG07 Böge, Handbuch Maschinenbau Grundlagen und Anwendungen der Maschinenbau-Technik, 18. Auflage, Vieweg, Wiesbaden 2007
- BONN09 Bonnet, Kunststoffe in der Ingenieur Anwendung: verstehen und zuverlässig auswählen, Vieweg & Teubner, Wiesbaden 2009
- BRIN15 Brinson und Brinson, Polymer Engineering Science and Viscoelasticity, 2. Auflage, Springer-Verlag, New York 2015
- BRUU06 Bruus, Theoretical microfluidics, Department of Micro and Nanotechnology, Lyngby 2006

- BUCH17 Buchmann, Materialeigenschaften Duroplasten Thermoplasten Vortrag, <https://www.duresco.ch/files/Vortrag%20Eigenschaften%20und%20Anwendungen%20von%20Epoxid-Formmassen.pdf> (Stand: 27.10.2017)
- CHEN02 Chen, Guo und Li, Ultrasonic Improvement of Rheological Behavior of Polystyrene, Journal of Applied Polymer Science, Vol. 84, 2002
- CHEN09 Chen, Chen, Li, Lai und Jow, Physical and chemical effects of ultrasound vibration on polymer melt in extrusion, Ultrasonics Sonochemistry, 2009
- CHRI09 Christen, Praxiswissen der chemischen Verfahrenstechnik: Handbuch für Chemiker und Verfahreningenieure, 2. Auflage, Springer-Verlag, Heidelberg 2009
- COGS72 Cogswell und McGowan, The effects of pressure and temperature upon the viscosities of liquids with special reference to polymeric liquids, British Polymer Journal, 1972
- DIN112 Deutsche Industrie Norm, DIN EN 1114: Kunststoff- und Gummimaschinen - Extruder und Extrusionsanlagen - Teil 1: Sicherheitsanforderungen für Extruder, Beuth, Berlin 2012
- DIN481 Deutsche Industrie Norm, DIN 4766-1:1981: Herstellverfahren der Rauheit von Oberflächen - Erreichbare gemittelte Rauhtiefe Rz nach DIN 4768, Beuth, Berlin 1981
- DIN594 Deutsche Industrie Norm, DIN 53014-1: Viskosimetrie; Kapillarviskosimeter mit Kreis- und Rechteckquerschnitt zur Bestimmung von Fließkurven; Grundlagen, Begriffe, Benennungen, Beuth, Berlin 1994
- DINT12 Deutsche Industrie Norm, DIN-Taschenbuch 398: Rheologie, 2. Auflage, Beuth, Berlin 2012
- DOMI05 Domininghaus, Die Kunststoffe und ihre Eigenschaften, Springer-Verlag, Heidelberg 2005
- ELEC06 Electrolube, Werkstoffdatenblatt Epoxidharz, 2006, https://www.distrelec.ch/Web/Downloads/_t/ds/ER2074_ger_tds.pdf?mime=application%2Fpdf (Stand: 27.10.2017)

- ERIC17 Erich Uhe GmbH, ISO-Toleranzen für Wellen & Bohrungen, http://www.uhe.de/fileadmin/media/downloads/dateien/ISO-Toleranzen_Wellen__Bohrungen.pdf (Stand: 27.10.2017)
- EYER08 Eyerer, Hirth, Elsner, Polymer Engineering, Springer-Verlag, Berlin 2008
- FLEM13 Flemming, Ziegmann und Roth, Faserverbundbauweisen: Halbzeuge und Bauweisen, Springer- Verlag, Heidelberg 2013
- GNEU17 Fa. Gneuß, Bedienungsanleitung Druckaufnehmer DAI, http://www.gneuss.de/wp-content/uploads/2016/04/BA-DAI-2.4_de.pdf (Stand: 27.10.2017)
- GNEU17 Fa. Gneuß, Bedienungsanleitung Schmelztemperaturfühler TF, http://www.gneuss.de/wp-content/uploads/2016/02/BA-TF-2.0_de.pdf (Stand: 27.10.2017)
- GNEU17 Fa. Gneuß, Bedienungsanleitung Einsatzbuchse, http://shop.gneuss.de/de/product?info=3003&dl_media=1884 (Stand: 27.10.2017)
- HABE08 Habenicht, Kleben: Grundlagen, Technologien, Anwendungen, 6. Auflage, Springer Science Media, Berlin Heidelberg 2008
- HERI90 Hering und Rasch, Turbo Pascal für Ingenieure, Vieweg, Braunschweig 1990
- HERW16 Herwig, Strömungsmechanik: Einführung in die Physik von technischen Strömungen, Springer-Verlag, Wiesbaden 2016
- HPTE17 HP-Textiles, Werkstoffdatenblatt ungesättigtes Polyesterharz, <http://www.hp-textiles.com/polyester> (Stand: 27.10.2017)
- HUET08 Akademischer Verein Hütte, Das Ingenieurwissen, 33. Auflage, Springer-Verlag, Berlin 2008
- IBAR98 Ibar, Control of Polymer Properties by Melt Vibration Technology: A Review, Polymer engineering and science, Vol. 38, No. 1, 1998
- ICLA10 Iclanzan, Ultrasonic activation, a possible alternative application in the microinjecting molding, International Journal of Material Forming, Vol. 3, 2010
- IHNE15 Ihne&Tesch, HP Lager 01/15, www.elektroaermetechnik.de (Stand: 27.10.2017)
- ILLG16 Ilgen, 24 physikalische Phänomene für die Kaffeepause, BookRix GmbH, München 2016

- ISAY90 Isayev, Wong und Zeng, Effect of Oscillations During Extrusion on Rheology and Mechanical Properties of Polymers, Advances in Polymer Technology, Vol. 10, No. 1, 1990
- ISO114 ISO 11443: Plastics - Determination of the fluidity of plastics using capillary and slit-die rheometers, International Organization for Standardization, Genf 2014
- KAIS11 Kaiser, Kunststoffchemie für Ingenieure: Von der Synthese bis zur Anwendung, 4. Auflage, Hanser-Verlag, München 2011
- KHME03 Khmelev, Barsukov, Slivin, Tsyganok, Shalunov, Savin, Ultrasonic Impregnation of Polymeric Fiber Glass Composites, Electron Devices and Materials, 2003
- KIES60 Kieser, Druckstollenbau, Springer-Verlag, Wien 1960
- KLEI97 Klein, Einführung in die DIN-Normen, 12. Auflage, Springer-Verlag, Wiesbaden 1997
- KLOT14 Klotzenburg, Maskos und Nuyken, Polymere - Synthese, Eigenschaften und Anwendungen, Springer-Spektrum, Berlin 2014
- KMET10 Kmetty, Barany und Karger-Kocsis, Self-reinforced polymeric materials: A review, Progress in Polymer Science, Volume 35, 2010
- KOCH17 Koch, Technische Hydraulik, https://www.uni-kassel.de/fb14/geohydraulik/Lehre/Hydraulik/skript/TH_Kap_4.pdf (Stand: 27.10.2017)
- KOHL14 Kohlgrüber, Der gleichläufige Doppelschneckenextruder: Grundlagen, Technologie, Anwendungen, 2. Auflage, Hanser-Verlag, München 2014
- KOTZ12 Kotzev, Djoumalisky und Natova, Vibration-assisted melt compounding of polypropylene/carbon black composites: Processability, filler dispersion and mechanical properties, Journal of Reinforced Plastics & Composites, 2012
- KREB10 Krebs und Wünsch, Development and testing of a new pressure cell for rheological characterisation of polymer melts, Band 20, 2. Auflage, Applied Rheology, 2010
- KREB11 Krebs, Rheologische Untersuchungen zur Temperatur- und Druckabhängigkeit von ein- und zweiphasigen Thermoplasten, Kassel University Press, Kassel 2011

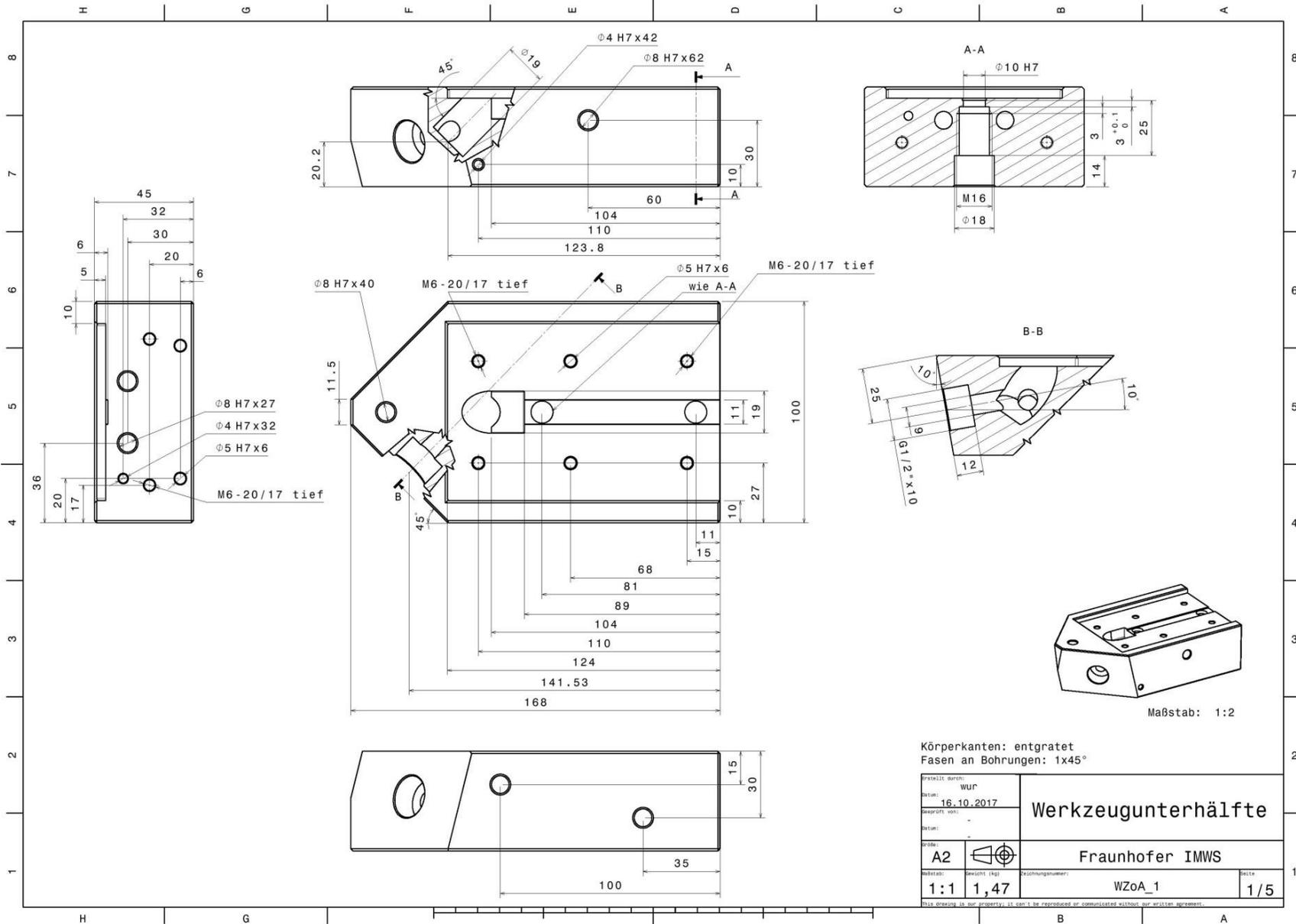
- LANG12 Lang, Zur Erweiterung des Spektrums von Faser-Kunststoff-Verbunden mit thermoplastischer Matrix – Einsatz unidirektional faserverstärkter Halbzeuge in hoch belasteten Strukturbauteilen, Darmstadt 2012
- LANG17 Lange + Ritter GmbH, Faserverstärkungen aus Glasfaser, http://www.lange-ritter.de/fileadmin/user_upload/Downloads/Produkte/Glasfaser/Faserverstaerkungen_Glasfaser_Allgemeines.pdf. (Stand: 27.10.2017)
- LANN11 Lannewehr + Thomsen GmbH & Co. KG, Temperatureinsatzgrenzen von Schrauben, <http://www.flangevalid.com/uploads/poster/SchraubenTemperatureinsatzgrenzen.pdf> (Stand: 27.10.2017)
- LIAN09 Liang und Peng, Melt viscosity of PP and FEP/PP blends at low shear rates, Polymer Testing, Band 28, 2009
- LIED17 Liedtke, Werkstoffdatenblatt PEEK, <http://www.l-kt.de/Werkstoffdatenblaetter/Werkstoffdatenblatt%20PEEK.pdf> (Stand: 27.10.2017)
- LIED17 Liedtke, Werkstoffdatenblatt PTFE, <http://www.l-kt.de/Werkstoffdatenblaetter/PTFE.pdf> (Stand: 27.10.2017)
- LIED17 Liedtke, Werkstoffdatenblatt PPS, <http://www.liedtke-kunststofftechnik.de/Werkstoffdatenblaetter/Werkstoffdatenblatt%20PPS.pdf> (Stand: 27.10.2017)
- LITT12 Littek, , Messung zum Materialabbau von Polypropylen, Zeitschrift Kunststofftechnik, 08/2012
- LITT16 Littwitz und Briese, Verfahren zum Herstellen von unidirektional faserverstärktem Kunststoffmaterial und Vorrichtung zum Imprägnieren von Fasermaterial mit extrudiertem Kunststoff, DE102014016289 A1, Bensheim 04.05.2016
- MART02 Martins und Covas, Polymer Melt Flow Through Channels With Vibrating Walls, Key Engineering Materials, Vols. 230 - 232, 2002
- MENK01 Menke, Maßschneidern der Eigenschaften von Polypropylen Mischungen und Olefincopolymeren, MLU, Halle 2001
- MESC06 Meschede, Gerthsen Physik, 23. Auflage, Springer-Verlag, Berlin Heidelberg 2006
- MEZG06 Mezger, Das Rheologie Handbuch, 2. Auflage, Vincentz-Verlag, Hannover 2006

- MUEL09 Müller, Thermoplastische Elastomere als neuartige Additive für die Kunststoffverarbeitung, Band 69, TU Berlin, Berlin 2009
- NYGA04 Nygard und Gustafson, Continuous Glass Fiber–Polypropylene Composites Made by Melt Impregnation: Influence of Processing Method, Journal of Thermoplastic Composite Materials, Vol. 17, 2004
- PAHL95 Pahl, Gleißle und Laun, Praktische Rheologie der Kunststoffe und Elastomere, VDI-Gesellschaft, Wiesbaden 1995
- QUHE04 Qu, He, He, Yu und Liu, Effect of the vibration shear flow field in capillary dynamic rheometer on the crystallization behavior of polypropylene, European Polymer Journal, Vol. 40, 2004
- RAUS06 Rauschnabel, Thermische Ausdehnung, http://mitarbeiter.hs-heilbronn.de/~rauschn/5_Thermodynamik/Physik_5_2_Ausdehnung.pdf (Stand: 27.10.2017)
- RGWE09 R&G, Werkstoffdatenblatt Epoxidharz, 2009, http://www.r-g.de/w/images/archive/0/02/20100702094838!Td_de_100135.pdf (Stand: 27.10.2017)
- RGWE17 R&G, Werkstoffkennwerte Aramid, <http://www.r-g.de/wiki/Aramidfasern> (Stand: 27.10.2017)
- RICHT08 Richter, Jenisch, Freymuth, Stohre, Fischer, Homann und Häupl, Lehrbuch der Bauphysik: Schall - Wärme - Feuchte - Licht - Brand – Klima, 6. Auflage, Vieweg + Teubner, Wiesbaden 2008
- SCHA07 Schade und Kunz, Strömungslehre, 3. Auflage, Walter de Gruyter, Berlin 2007
- SCHW17 Schweizer, Wärmeübergangskoeffizienten, https://www.schweizer-fn.de/waerme/waermeuebergang/waerme_uebergang.php (Stand: 27.10.2017)
- SENS17 sensorshop24, Kabelfühler 4x40, <https://www.sensorshop24.de/temperaturfuehler/kabelfuehler/kabelfuehler-rauchgasfuehler-mit-glasseid-leitung/kabelfuehler-4-x-40mm-bis-400-c-15df65d/a-77996/?ReferrerID=7.00&gclid=CK3y4sKTq9ECFaIV0wodW-MLUQ>, (Stand: 27.10.2017)
- SPUR14 Spur, Schöppner und Feldmann, Handbuch Fügen, Handhaben und Montieren, Hanser-Verlag, München 2014

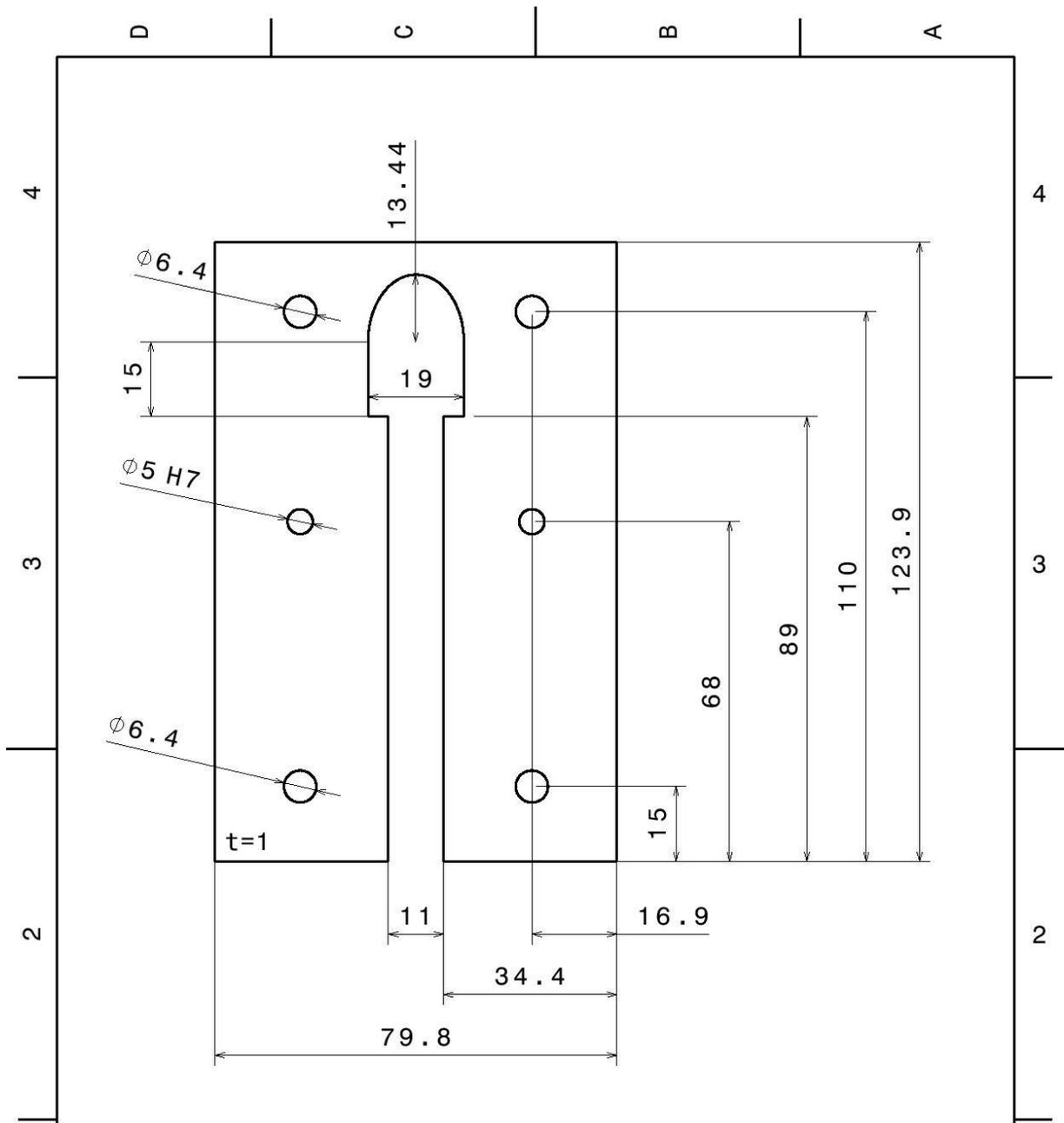
- SPUR17 Spura, Viskosität-Zeit-Diagramm thixotroper und rheopexer Fluide, http://physik.cosmos-indirekt.de/Physik-Schule/Datei:Thixotropie_und_Rheopexie.svg (Stand: 27.10.2017)
- SPUR87 Spurk, Strömungslehre: Einführung in die Theorie der Strömungen, Springer-Verlag, Heidelberg 1987
- UCKE17 Ucke, Viskosität, <http://www.ucke.de/christian/physik/medprakt/Viskositaet.PDF> (Stand: 27.10.2017)
- VDI208 Verein Deutscher Ingenieure, VDI 2055: Wärme- und Kälteschutz von betriebstechnischen Anlagen in der Industrie und in der Technischen Gebäudeausrüstung – Berechnungsgrundlagen, Beuth, Berlin 2008
- VLAC03 Vlachopoulos und Strutt, The Role of Rheology in Polymer Extrusion, Department of Chemical Engineering, Ontario 2003
- VOLK13 Volk, Rauheitsmessung: Theorie und Praxis, Beuth-Verlag, Berlin 2013
- WAGN09 Wagner, Thermoplastische Elastomere als neuartige Additive für die Kunststoffverarbeitung, Schriftenreihe Kunststoffforschung, Band 69, Berlin 2009
- WANG02 Wang, Zhou, Zhang und Zhao, Modification of Polypropylene by Melt Vibration Blending with Ultra High Molecular Weight Polyethylene, Advances in Polymer Technology Vol. 21, No. 3, 2002
- WEST16 Westkämper und Löffler, Strategien der Produktion: Technologien, Konzepte und Wege in die Praxis, Springer-Verlag, Heidelberg 2016
- WEUS08 Weustink, Teun, Development of a rapid thermoplastic impregnation device, TU Delft 2008
- WEUS08 Weustink und Teun, Development of a rapid thermoplastic impregnation device, TU Delft, Delft 2008
- WORT13 Worthoff, Technische Rheologie in Beispielen und Berechnungen, Wiley-Verlag, Weinheim 2013
- YAN02 Yan, Shen, Zhang, Chen und Zhou, Effect of Vibration on Rheology of Polymer Melt, Journal of Applied Polymer Science, Vol. 85, 2002
- ZENG07 Zeng und Qu, Rheological Behavior of a Polymer Melt under the Impact of a Vibration Force Field, Journal of Applied Polymer Science, Vol. 106, 2007

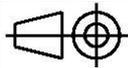
- ZEPF97 Zepf, Faserverbundwerkstoffe mit thermoplastischer Matrix: Hochleistungswerkstoffe für rationelle Verarbeitung, Expert-Verlag, 1997
- ZHAN04 Zhang, Shen, Na und Fu, Vibration-Induced Change of Crystal Structure in Isotactic Polypropylene and Its Improved Mechanical Properties, Journal of Polymer Science, Vol. 42, 2004

Anhang



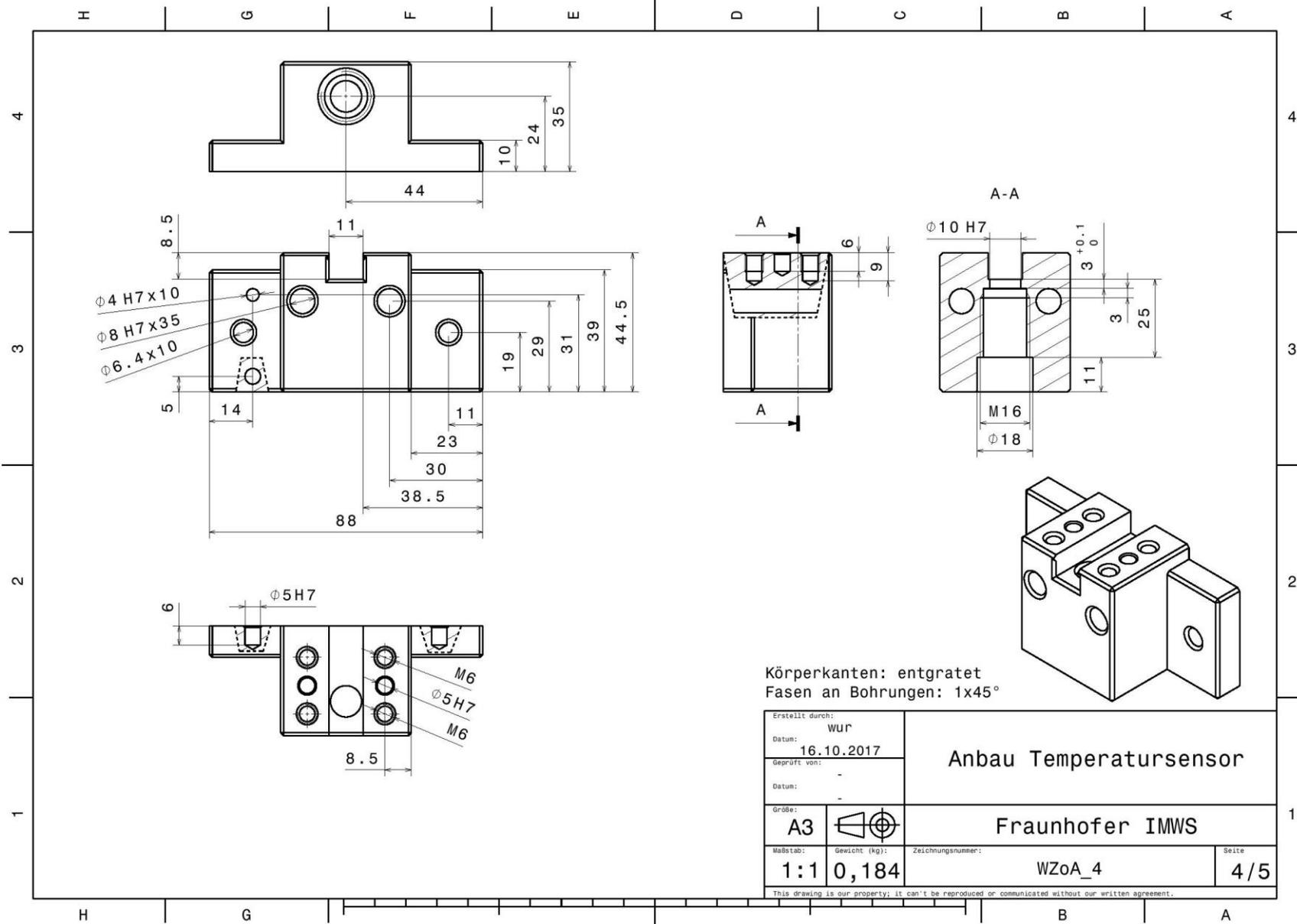
Körperkanten: entgratet		Fasen an Bohrungen: 1x45°	
erstellt durch: WUP Datum: 16.10.2017 gezeichnet von: Datum:		Werkzeugunterhälfte Fraunhofer IMWS	
Größe: A2 Maßstab: 1:1 Zeichnungsnummer: WZoA_1 Blatt: 1/5			



Erstellt durch: WUR		<h1>Abstandsblech</h1>	I	-	
Datum: 16.10.2017			H	-	
Genehmigt von: -			G	-	
Datum: -		F	-		
Größe: A4		E	-		
		D	-		
		C	-		
Maßstab: 1:1	Gewicht (kg): 0,06	Zeichnungsnummer: WZoA_2	Seite: 2/5	B	-
<small>This drawing is our property; it can't be reproduced or communicated without our written agreement.</small>				A	-

D

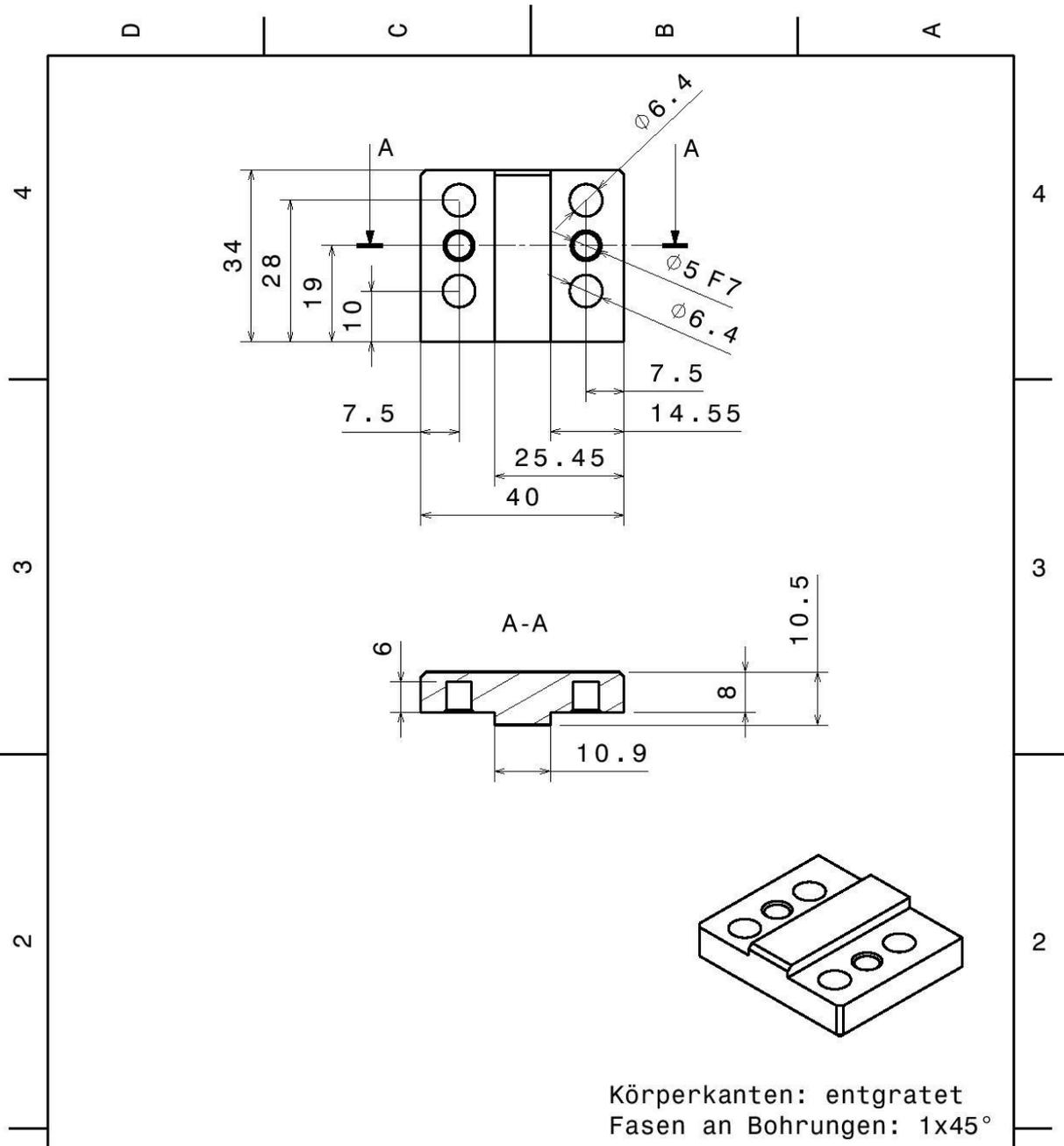
A



Körperkanten: entgratet
Fasen an Bohrungen: $1 \times 45^\circ$

Erstellt durch: WUR		Anbau Temperatursensor	
Datum: 16.10.2017			
Geprüft von: -		Fraunhofer IMWS	
Datum: -			
Größe: A3		WZoA_4	
Maßstab: 1:1	Gewicht (kg): 0,184		
Zeichnungsnummer: WZoA_4		Seite 4/5	

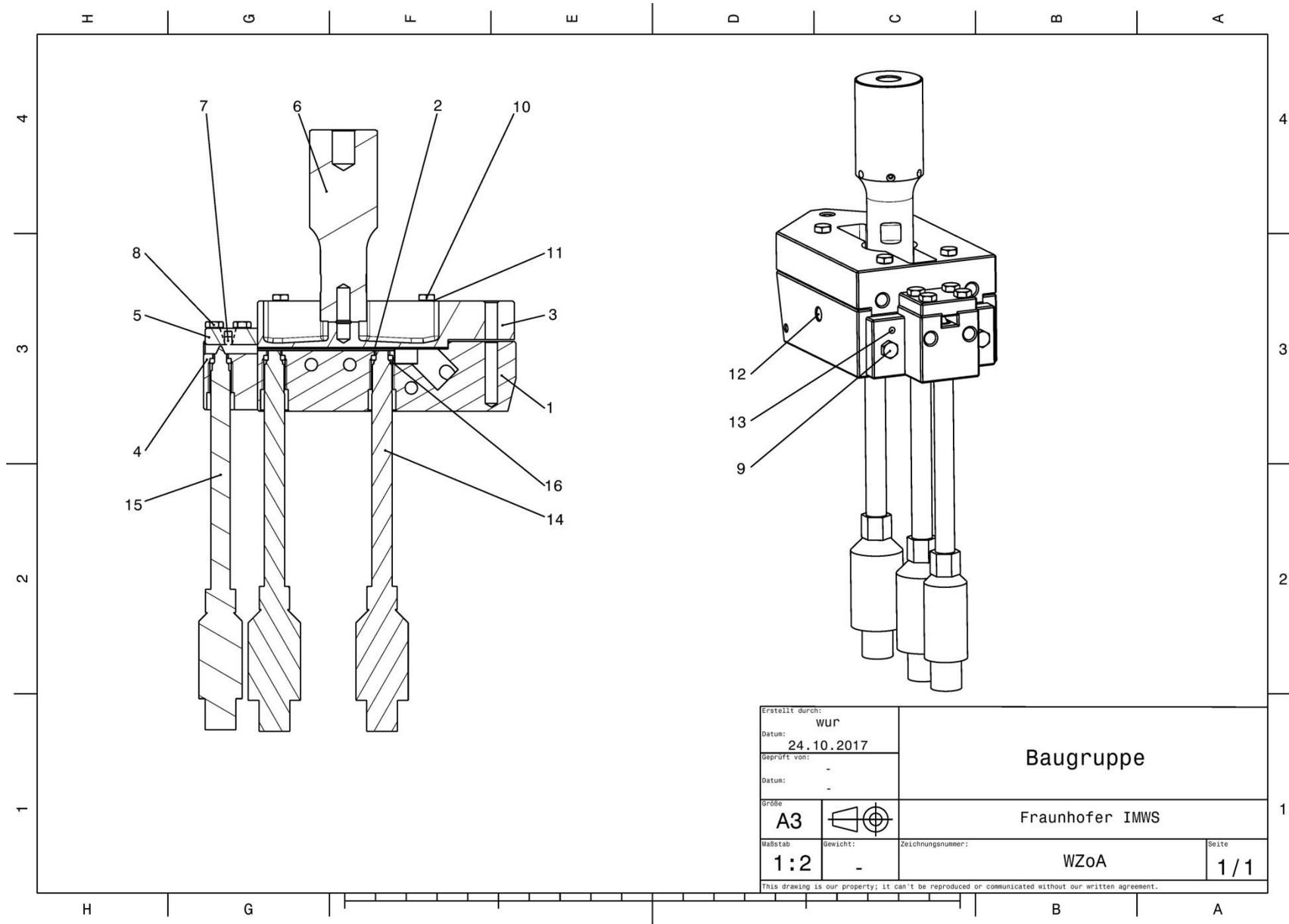
This drawing is our property; it can't be reproduced or communicated without our written agreement.



Erstellt durch: WUR		Anbau Temperatursensor Deckel	I	-	
Datum: 16.10.2017			H	-	
Genehmigt von: -			G	-	
Datum: -		F	-		
Größe: A4		E	-		
		D	-		
		C	-		
Maßstab: 1:1	Gewicht (kg): 0,03	Zeichnungsnummer: WZoA_5	Seite: 5/5	B	-
<small>This drawing is our property; it can't be reproduced or communicated without our written agreement.</small>				A	-

D

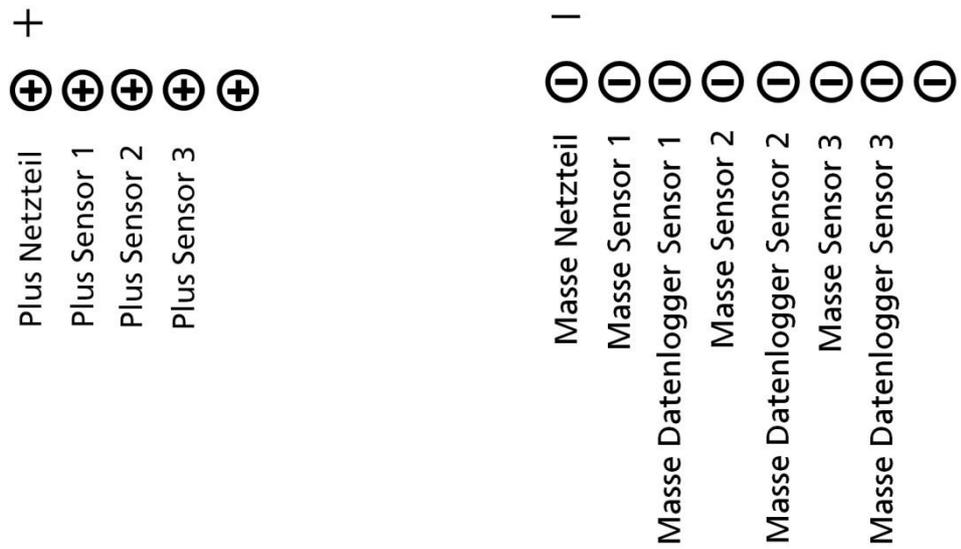
A



Erstellt durch: WUR		Baugruppe	
Datum: 24.10.2017			
Geprüft von: -		Fraunhofer IMWS	
Datum: -			
Größe A3		WZoA	
Maßstab 1:2	Gewicht: -		
Zeichnungsnummer:		1 / 1	
This drawing is our property; it can't be reproduced or communicated without our written agreement.			

1	2	3	4		5	6		
Pos.	Anz.	Einh.	Benennung		Zeichnungsnummer	Bemerkung		
1	1	Stk.	Werkzeugunterhaelfte		WZoA_1	Aluminium		
2	1	Stk.	Abstandsblech		WZoA_2	Aluminium		
3	1	Stk.	Werkzeugoberhaelfte		WZoA_3	Aluminium		
4	1	Stk.	Anbau Temperatursensor		WZoA_4	Aluminium		
5	1	Stk.	Anbau Temperatursensor Deckel		WZoA_5	Aluminium		
6	1	Stk.	Sonotrode			20kHz; Stahl		
7	6	Stk.	Passstifte 5x10 m6			DIN 6325		
8	4	Stk.	Innensechskant M6 x 16			DIN 912; Edelstahl		
9	2	Stk.	Innensechskant M6 x 25			DIN 912; Edelstahl		
10	4	Stk.	Innensechskant M6 x 45			DIN 912; Edelstahl		
11	10	Stk.	Unterlegscheiben M6			DIN 9021; Edelstahl		
12	8	Stk.	Heizpatronen 8x60			315W; bis 300°C		
13	2	Stk.	Temperaturfühler			bis 400°C		
14	2	Stk.	Drucksensoren DAI			bis 200bar; bis 300°C		
15	1	Stk.	Schmelzetemperatursensor TF			bis 350°C; bis 2000bar		
16	3	Stk.	Einsatzbuchsen			½" 20 UNF-2A auf M16		
17								
18								
19								
20								
21								
22								
23								
				Datum	Name	Stückliste		
			Bearb.	16.10.2017	wur			
			Gepr.	16.10.2017	wur			
			Norm.					
			Fraunhofer IMWS			Werkzeug mit oszillierender Anregung		Blatt 1/1
Änderung	Dat.	Name	(Urspr.)		(Ers. f.:) lms	(Ers. d.:) wur		

Belegungsplan Lüsterklemmen



Bilder des Werkzeugs



Werkzeug in der Aufhängung



Fertigungs- & Normteile der Stückliste (siehe S. 83)