

Optimierung der Produktivität des Polyurethan-Pultrusionsprozesses

Optimization of the Productivity of the Polyurethane Pultrusion Process

Von der Fakultät für Maschinenwesen
der Rheinisch-Westfälischen Technischen Hochschule Aachen

zur Erlangung des akademischen Grades eines
Doktors der Ingenieurwissenschaften
genehmigte Dissertation

vorgelegt von
Benedikt Heiko Kilian

Berichter: Universitätsprofessor Dr.-Ing. Christian Hopmann
 Universitätsprofessor Dr.-Ing. Gerhard Ziegmann

Tag der mündlichen Prüfung: 16. Dezember 2022

„Diese Dissertation ist auf den Internetseiten der Universitätsbibliothek online verfügbar.“

IKV - Berichte aus der Kunststoffverarbeitung

Herausgeber:

Institut für Kunststoffverarbeitung (IKV), RWTH Aachen
Univ.-Prof. Dr.-Ing. Ch. Hopmann

Benedikt Heiko Kilian

Optimierung der Produktivität des Polyurethan-Pultrusionsprozesses

ISBN: 978-3-95886-479-5

1. Auflage 2023

Bibliografische Information der Deutschen Bibliothek

Die Deutsche Bibliothek verzeichnet diese Publikation in der Deutschen Nationalbibliografie; detaillierte bibliografische Daten sind im Internet über <http://dnb.ddb.de> abrufbar.

Das Werk einschließlich seiner Teile ist urheberrechtlich geschützt. Jede Verwendung ist ohne die Zustimmung des Herausgebers außerhalb der engen Grenzen des Urhebergesetzes unzulässig und strafbar. Das gilt insbesondere für Vervielfältigungen, Übersetzungen, Mikroverfilmungen und die Einspeicherung und Verarbeitung in elektronischen Systemen.

Vertrieb:

© Verlagsgruppe Mainz GmbH Aachen
Süsterfeldstr. 83, 52072 Aachen
Tel. 0241/87 34 34 00
www.Verlag-Mainz.de

Herstellung:

Druckerei Mainz GmbH Aachen
Süsterfeldstraße 83
52072 Aachen
www.DruckereiMainz.de

Satz: nach Druckvorlage des Autors
Umschlaggestaltung: Druckerei Mainz
printed in Germany

D 82 (Diss. RWTH Aachen University, 2022)

Vorwort

Die vorliegende Arbeit entstand in den Jahren 2015 bis 2021 im Rahmen einer Kooperation zwischen der Covestro Deutschland AG, Leverkusen, und dem Institut für Kunststoffverarbeitung (IKV) in Industrie und Handwerk an der Rheinisch-Westfälischen Technischen Hochschule (RWTH) Aachen.

Herrn Univ.-Prof. Dr.-Ing. Christian Hopmann gilt mein herzlicher Dank für die Möglichkeit meine Dissertation unter seiner Betreuung am IKV durchzuführen sowie für die Übernahme des Referats. Zudem danke ich ihm für die großen Freiräume bei der Planung und Umsetzung der nachfolgend vorgestellten Untersuchungen und für sein Vertrauen in meine wissenschaftliche Arbeit. Des Weiteren gilt mein Dank Herrn Univ.-Prof. Dr.-Ing. Gerhard Ziegmann für die Übernahme des Koreferats und Herrn Univ.-Prof. Dr.-Ing. Robert Schmitt für die Übernahme des Prüfungsvorsitzes.

Mein Dank gilt zudem der Covestro Deutschland AG, die die Untersuchungen finanziell gefördert und mir jederzeit die nötigen Freiräume gewährt hat, um die Themen in der nötigen Tiefe zu bearbeiten. Vor diesem Hintergrund hervorheben möchte ich meine langjährigen Vorgesetzten Hon.-Prof. Dr.-Ing. Hubert Ehbing und Dr.-Ing. Klaus Franken, die mich immer unterstützt und mir den Rücken frei gehalten haben. Darüber hinaus möchte ich mich bei zahlreichen Kolleg*innen bedanken, ohne deren fachlichen Rat sowie tatkräftigen Beistand die Arbeit in dieser Form nicht möglich gewesen wäre.

Allen ehemaligen und derzeitigen Institutsangehörigen sei an dieser Stelle für die zielorientierte Zusammenarbeit, die intensiven Diskussionen sowie für das freundschaftliche Arbeitsklima gedankt. Trotz meiner Sonderrolle am Institut fühlte ich mich jederzeit willkommen und wertgeschätzt. Dies gilt insbesondere für Dr.-Ing. Peter Schneider und Dr.-Ing. Lorenz Wruck, die mich als fachliche Diskussionspartner und bei der Umsetzung meiner Untersuchungen unterstützt haben. Ein besonderer Dank gebührt allen Studierenden, die im Rahmen von studentischen Arbeiten und Praktika zum Erfolg dieser Dissertation beitrugen. Vor diesem Hintergrund hervorheben möchte ich: Henrik Kallerhoff, Kathrin Bischof, Sandra Heymann, Carl Sengoba, Hanna Beckensträter, Lilly Schüttensack, Vinay Udayashankar, Demet Keskin-Pyttel, Paul Kern und Pasqual Quinque.

Für die kritische Durchsicht der Arbeit sowie für die Vorbereitung des Kolloquiums möchte ich mich bei Dr. rer. nat. Ulrich Kilian, Dr.-Ing. Hubert Ehbing, Dr.-Ing. Klaus Franken, Dr.-Ing. Christian Windeck, Dr.-Ing. Nafi Yesildag und Patrick Gahlen bedanken. Ferner danke ich allen Industriepartnern, die meine Untersuchungen unterstützt haben. Hervorzuheben ist hier KraussMaffei Technologies GmbH, deren Pultrusionsanlage ich verwenden durfte.

Abschließend danke ich meiner Familie, die mich während der gesamten Promotion unterstützt hat. Dies gilt ganz besonders für meine wunderbare Frau Anna, ohne deren Rückhalt ich diese anstrengende Zeit nicht durchgehalten hätte, sowie meinem Sohn Noah, der in der letzten Phase der Promotion für Lichtblicke und den nötigen Ausgleich sorgte.

Düsseldorf im Dezember 2022

Benedikt Kilian

1	EINLEITUNG	1
2	STAND DER TECHNIK	4
2.1	Imprägnierung der Verstärkungsfasern in einer Injektionsbox	4
2.1.1	Grundlagen	4
2.1.2	Modellierung der Fließvorgänge	6
2.1.2.1	Grundlegende Modellgleichungen	6
2.1.2.2	Modellierung von Permeabilität und Viskosität	7
2.1.2.3	Einfluss von Produktionsgeschwindigkeit und Injektionsboxgeometrie auf die Imprägnierung	9
2.1.2.4	Analytische Lösung für den eindimensionalen Fall	12
2.1.3	Experimentelle Untersuchungen	12
2.2	Formgebung und Aushärtung im Pultrusionswerkzeug	14
2.2.1	Grundlagen	14
2.2.2	Modellierung der Wärmetransport- und Aushärtvorgänge im Pultrusionswerkzeug	16
2.2.2.1	Grundlegende Modellgleichungen	16
2.2.2.2	Modellierung der Reaktionskinetik	19
2.2.2.3	Phasenübergänge während der Aushärtung	20
2.2.2.4	Modellierung und Simulation des Pultrusionsprozesses mit Polyurethan	21
2.2.3	Optimierung des Pultrusionsprozesses	23
2.2.3.1	Mathematische Optimierung und Lösungsstrategien	23
2.2.3.2	Approximation mithilfe von Machine-Learning-Modellen	25
2.2.3.3	Studien zur Prozessoptimierung	27
2.3	Entstehung und Überwindung der Abzugskräfte	30
2.3.1	Tribologische Grundlagen	30
2.3.2	Entstehung und Modellierung der Abzugskraft im Pultrusionsprozess	34
2.3.2.1	Komponenten der Abzugskraft und ihre Modellierung	35
2.3.2.2	Reibungszahl zwischen Pultrusionswerkzeug und Profil	37
2.3.2.3	Abhängigkeit der Abzugskraft von den Prozessparametern	39
2.3.2.4	Experimentelle Untersuchungen	40
3	PROBLEMSTELLUNG UND ZIELSETZUNG	42
3.1	Problemstellung und Forschungsfragen	42
3.2	Zielsetzung und Lösungsweg	43
4	VERWENDETE MATERIALIEN UND MODELLIERUNG IHRER EIGENSCHAFTEN	45
4.1	Verwendetes Polyurethan-System	45
4.1.1	Modellierung der Viskosität	45
4.1.2	Modellierung der Reaktionskinetik	46
4.1.3	Modellierung der Glasübergangstemperatur	50
4.2	Verwendete Fasern	51
5	EINFLUSS DER INJEKTIONSBOXGEOMETRIE AUF DEN INNENDRUCK UND DIE BAUTEILQUALITÄT	52
5.1	Verwendete Injektionsbox sowie Anlagen- und Werkzeugtechnik	52

5.2	Versuchsplan und Durchführung der Versuche.....	54
5.3	Einfluss von Öffnungswinkel und Pultrusionsgeschwindigkeit auf den Innendruck	61
5.4	Einfluss von Öffnungswinkel und Pultrusionsgeschwindigkeit auf die Bauteilqualität.....	67
5.4.1	Verwendete Methoden zur Beurteilung der Bauteilqualität	67
5.4.2	Ergebnisse.....	69
5.5	Zusammenfassung.....	77
6	SIMULATIONSGESTÜTZTE OPTIMIERUNG DER WERKZEUGTEMPERATUREN	79
6.1	Simulationsmodell und Validierung	79
6.2	Maximierung der Produktionsgeschwindigkeit unter Nebenbedingungen	90
6.2.1	Training von Machine-Learning-Modellen mit Simulationsdaten	91
6.2.2	Definition des Optimierungsproblems und der Nebenbedingungen.....	94
6.2.3	Implementierung der Optimierungsstrategien	97
6.3	Ergebnisse der Optimierung mit linearen ML-Modellen	100
6.4	Ergebnisse der Optimierung mit nicht-linearen ML-Modellen	104
6.5	Diskussion der optimalen Heizstrategie	107
6.6	Zusammenfassung.....	111
7	EXPERIMENTELLE ERMITTLUNG VON UMSATZABHÄNGIGEN REIBUNGSZAHLEN UND VERGLEICH VON WERKZEUGBESCHICHTUNGEN.....	113
7.1	Entwicklung eines Tribometers zur Bestimmung von umsatzabhängigen Reibungszahlen.....	113
7.1.1	Konzeptionierung und Messprinzip.....	113
7.1.2	Konstruktive Umsetzung und Dimensionierung.....	114
7.1.3	Sensorik und Messtechnik	117
7.1.4	Einrichtung und Messablauf.....	117
7.1.5	Exemplarische Messschriebe und abgeleitete Kenngrößen	118
7.1.6	Messsystemanalyse.....	123
7.2	Charakterisierung der beschichteten Prüfkörper	128
7.2.1	Übersicht der ausgewählten Beschichtungen.....	129
7.2.2	Chemische Zusammensetzung.....	130
7.2.3	Oberflächenbeschaffenheit	131
7.2.4	Kontaktwinkel zu flüssigem PUR	133
7.2.5	Rundheit der Kreisscheiben.....	134
7.3	Ergebnisse der Tribometermessungen	135
7.4	Zusammenfassung.....	139
8	ZUSAMMENFÜHRUNG DER TEILERGEBNISSE UND GANZHEITLICHE BETRACHTUNG .	142
9	FAZIT UND AUSBLICK	143
9.1	Fazit	143
9.2	Ausblick.....	145
10	ZUSAMMENFASSUNG UND SUMMARY	147
10.1	Zusammenfassung.....	147
10.2	Summary	148

11	ABKÜRZUNGEN, FORMELZEICHEN, INDIZES.....	149
11.1	Abkürzungen	149
11.2	Formelzeichen.....	150
11.3	Indizes.....	152
12	LITERATUR.....	154
13	ANHANG.....	173
13.1	Anhang zu Kapitel 5 (Imprägnierung)	173
13.1.1	Vergleich von Soll- und Ist-Temperaturen bei den Pultrusionsversuchen mit der variablen Injektionsbox	173
13.1.2	Beurteilung der Prozessstabilität bei den Pultrusionsversuchen mit der variablen Injektionsbox ..	175
13.1.3	Entnahmepositionen für die Prüfungen der hergestellten Muster mit der variablen Injektionsbox	177
13.1.4	Mikroskopieaufnahmen der hergestellten Muster mit der variablen Injektionsbox.....	177
13.1.5	Mechanische Eigenschaften der hergestellten Muster mit der variablen Injektionsbox	180
13.1.6	Vorgegebene Kennwerte der DIN EN 13706	183
13.2	Anhang zu Kapitel 6 (Aushärtung).....	183
13.2.1	Validierung des Simulationsmodells mittels Vergleich von Temperaturmessungen.....	183
13.3	Anhang zu Kapitel 7 (Überwindung der Abzugskraft).....	188
13.3.1	Bemaßte Skizze des entwickelten Tribometers	188
13.3.2	p-Werte des Student'schen t-Test für den paarweisen Vergleich von Beschichtungen.....	188

1 EINLEITUNG

Getrieben durch globale Herausforderungen wie die Urbanisierung und den Klimawandel steht die Gesellschaft in den nächsten Jahren und Jahrzehnten vor Aufgaben, deren Lösung innovative Materialien erfordert. Profile als endlos unidirektional verstärkte 2D-Bauteile aus faserverstärkten Kunststoffen (FVK) leisten mit ihren einzigartigen Materialeigenschaften schon heute hierzu einen wichtigen Beitrag. So wird sich die Kombination aus hervorragenden gewichtsspezifischen mechanischen Eigenschaften, geringer Wärmeleitfähigkeit und Langlebigkeit beispielsweise in der Herstellung von hochdämmenden Fensterprofilen [HK17] oder hochsteifen Rotorblättern von Windenergieanlagen [URL17] zunutze gemacht. Das Strangzieh- oder Pultrusionsverfahren ist seit mehreren Jahrzehnten zur Herstellung von Profilen aus endlosfaserverstärkten Kunststoffen mit duroplastischer Matrix etabliert und an anderer Stelle ausführlich beschrieben [Sta00]. In dem kontinuierlichen Prozess werden zunächst die Verstärkungsfasern in einem offenen Tränkbad oder – im Falle von hochreaktiven Harzsystemen wie Polyurethan – in einer geschlossenen Injektionsbox mit einem flüssigen Matrixmaterial imprägniert und im Anschluss durch ein beheiztes Werkzeug gezogen, in dem Formgebung sowie Aushärtung des Profils stattfinden [MRV98, SM01, Sta00]. Die im Prozess entstehenden Reibkräfte werden durch alternierende Greifer oder einen Raupenabzug überwunden, die das Profil mit der vorgegebenen Pultrusionsgeschwindigkeit fördern und der Säge zuführen, wo es beliebig konfektioniert werden kann (Bild 1.1).

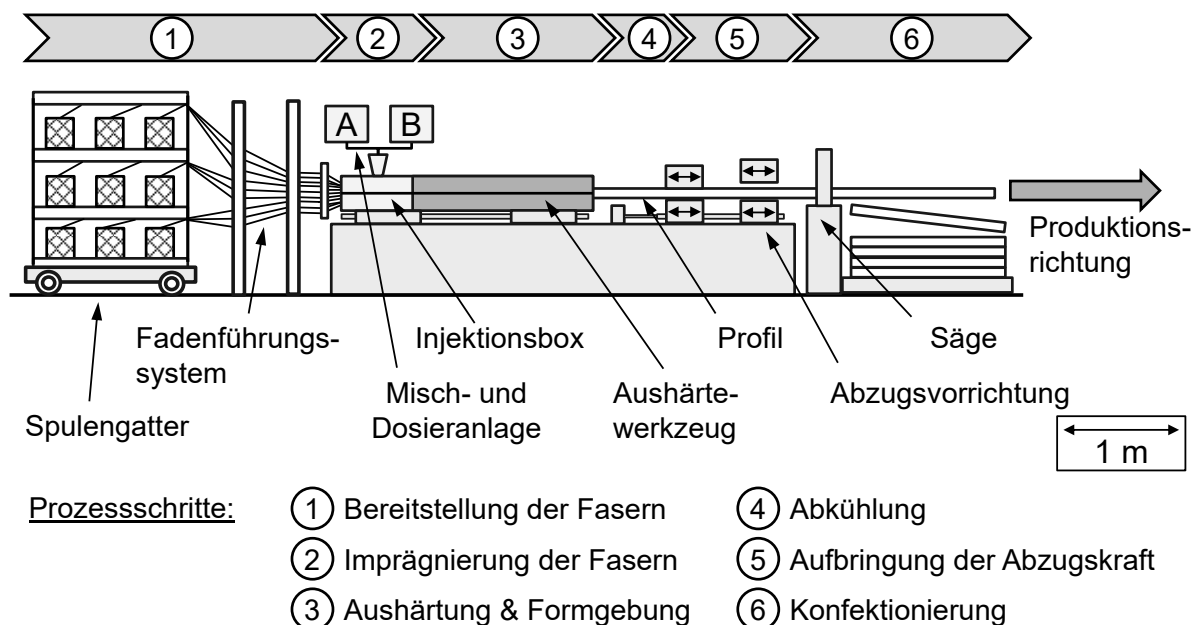


Bild 1.1: Schematische Darstellung des Injektionspultrusionsprozesses

Fig. 1.1: Schematic representation of the injection pultrusion process

Als automatisierbares Verfahren mit geringem Arbeitseinsatz, geringem Verschnitt sowie Ausschuss eignet sich das Pultrusionsverfahren grundsätzlich zur effizienten Fertigung von

FVK-Bauteilen in Großserie. Viele Branchen nutzen daher pultrudierte Profile bereits heute bei zahlreichen Anwendungen, zum Beispiel Bau und Infrastruktur (u. a. Fensterprofile, Betonarmierungen, Kabelkanäle), Konsumgüter und Sportgeräte (u. a. Werkzeuggriffe, Skistöcke) sowie Elektrik (u. a. Strommasten, Isolatoren). 2020 wurden global ca. 421 kt Pultrusionsprofile mit einem Wert von rund 2,5 Mrd. US-\$ hergestellt [NN21a]. Davon entfielen etwa 50 kt auf in Europa hergestellte, glasfaserverstärkte Pultrusionsprofile, was 5 % der europäischen Produktionsmenge an FVK ausmachte [WM20].

Im Pultrusionsverfahren lassen sich alle gängigen Verstärkungsfasern verarbeiten. Es wird geschätzt, dass in über 90 % aller pultrudierten Profile Glasfasern (GF) eingesetzt werden [NN10a, NN21a, WM19]. Im einfachsten Fall liegen die Verstärkungsfasern als unidirektionale (UD) Rovings vor. Es besteht aber auch die Möglichkeit, zusätzlich textile Halbzeuge wie Wirrfasermatten, Gelege oder Gewebe einzuziehen, um die Quersteifigkeit und -festigkeit des Profils zu steigern [GPS00]. Als Matrix kommen diverse Duroplaste zum Einsatz, zum Beispiel ungesättigte Polyester (UP)-, Vinylester (VE)- oder Epoxidharze (EP). Dabei machten im Jahr 2020 ungesättigte Polyesterharze mit ca. 74,2 % den größten Anteil aus, gefolgt von Vinylester- und Epoxidharzen (je 10,4 %) [NN21a]. In den letzten zwei Jahrzehnten rückten insbesondere aromatische Polyurethane (PUR) in den Fokus von Industrie und universitärer Forschung [BBBM15, CH12, CKSD06, CVL+03, HK17, HSF14, HSN+16, Irf13, JCC+01, Mic10, MM08, Sum04]. Sie bieten gegenüber UP, VE und EP Vorteile durch die Kombination von guten Bauteil- und Verarbeitungseigenschaften [CKSD05a, HMK+18]. Die mechanischen Kennwerte von PUR-basierten Pultrudaten liegen auf dem Niveau von Pultrudaten mit EP-Matrix und weisen insbesondere quer zur Faserorientierung deutlich bessere Eigenschaften als pultrudierte Profile auf UP-Basis auf [BBBM15, CKSD05a, MP11], z. B. bei der Zugfestigkeit und -steifigkeit sowie der Biegefestigkeit und -steifigkeit. Dies ermöglicht es Konstrukteuren, die Wanddicken von pultrudierten Profilen zu verringern und auf den Einsatz zusätzlicher Verstärkungstextilien zu verzichten, was wiederum den Rohstoffeinsatz und die Prozesskomplexität senkt [BBBM15, CKSD05b]. Gleichzeitig ermöglichen PUR-Systeme aufgrund ihrer geringen Verarbeitungsviskosität sowie hohen Reaktivität tendenziell größere Produktionsgeschwindigkeiten (bis Faktor 2 im Vergleich zu UP und EP) [HMK+18].

Wie bei allen kontinuierlichen Verarbeitungsverfahren stellt die Produktionsgeschwindigkeit einen wichtigen Stellhebel zur Reduktion der bauteilbezogenen Kosten dar. *Patrawala* veröffentlichte erstmalig ein Kostenmodell für den Pultrusionsprozess [Pat99]. Er zeigte anhand eines exemplarischen Anwendungsfalls, dass neben den Rohstoffkosten insbesondere das Produktionsvolumen bzw. die Produktionsgeschwindigkeit einen signifikanten Einfluss auf die Produktionskosten haben. Zum selben Ergebnis kommen auch *Hopmann et al.* [HMK+18] und *Lipoczi* [Lip21], die bei gegebener Profilgeometrie die Produktionsgeschwindigkeit nach

dem Preis der Fasern und noch vor dem Preis des Matrixsystems als zweitgrößten Einflussfaktor für die Produktionskosten identifizieren. Für den Verarbeiter, für den die Profilgeometrie in der Regel von der Anwendung vorgegeben wird, bietet demnach die Produktionsgeschwindigkeit den größten Hebel zur Steigerung der Produktionseffizienz. Gleichzeitig muss bei Geschwindigkeitssteigerungen darauf geachtet werden, dass Bauteil- und Prozessqualität nicht beeinträchtigt werden. Die Spezifikation der geforderten Bauteilqualität obliegt für kundenspezifische Projekte dem Endanwender und wird nur für wenige Bereiche, zum Beispiel Pultrusionsprofile im Baubereich in der Norm DIN EN 13706 [NN02a], allgemeingültig definiert. Die Prozessqualität kann beispielsweise mit der Kennzahl *GEFF* (Gesamtanlageneffektivität; englisch „Overall Equipment Effectiveness“ = *OEE*) messbar gemacht werden [MK08, URL19].

Aufgrund der Fragmentierung der globalen Pultrusionsindustrie und des Schutzes von Knowhow als Wettbewerbsvorteil ist nur wenig standardisiertes Verarbeitungswissen verfügbar. Die wissenschaftliche Forschung lieferte in den letzten Jahrzehnten wichtige Beiträge zum Prozessverständnis, indem Prozessmodelle entwickelt, neue Werkstoffe nutzbar gemacht oder Verfahrensvarianten vorgestellt wurden. Es besteht aber weiterhin Forschungsbedarf bezüglich der Produktionseffizienz. Die Leitfragen hierfür lauten:

- Welche Phänomene limitieren die Produktionsgeschwindigkeit?
- Mit welchen Ansätzen kann die Produktionsgeschwindigkeit gesteigert werden, ohne die Prozess- und Bauteilqualität zu beeinträchtigen?

Der Pultrusionsprozess kann als kontinuierliche Abfolge von Prozessschritten beschrieben werden (vgl. Bild 1.1). Die Prozessschritte *Bereitstellung der Fasern* (1), *Abkühlung des Profils* (4) und *Konfektionierung* (6) laufen in vergleichbaren Prozessen, beispielsweise der Herstellung von unidirektional verstärkten, thermoplastischen Halbzeugen, mit bis zu 20 m/min [Ake16] bei deutlich höheren Produktionsgeschwindigkeiten als im Pultrusionsprozess (bis zu 2-3 m/min) ab. Es gilt demnach, die (materialspezifischen) Prozessschritte *Imprägnierung* (2), *Aushärtung & Formgebung* (3) und *Überwindung der Abzugskraft* (5) hinsichtlich des Einflusses der Produktionsgeschwindigkeit auf die Bauteil- und Prozessqualität zu untersuchen und Stellgrößen für eine Steigerung der Produktivität zu identifizieren. An dieser Stelle setzt die vorliegende Arbeit an. Aufgrund des großen Potenzials zur Steigerung der Produktionsgeschwindigkeit liegt der Fokus auf der Fertigung von FVK-Profilen mit PUR-Matrix und unidirektionalen Glasfaserrovings sowie auf dem zugehörigen Injektionspultrusionsprozess.

2 STAND DER TECHNIK

Im Folgenden wird der Stand der Technik für die drei potenziell geschwindigkeitslimitierenden Prozessschritte *Imprägnierung*, *Aushärtung & Formgebung* und *Überwindung der Abzugskraft* dargestellt. Dabei wird jeweils auf Grundlagen, Modellierungsansätze und experimentelle Studien eingegangen. Im Hinblick auf die späteren Untersuchungen im Bereich *Aushärtung* werden in diesem Unterkapitel zudem Grundlagen zur mathematischen Optimierung sowie zu Maschinellem Lernen (engl. *Machine Learning*) erläutert.

2.1 Imprägnierung der Verstärkungsfasern in einer Injektionsbox

2.1.1 Grundlagen

Faserverbundbauteile sollten möglichst frei von Poren und Blasen sein, da diese die mechanischen Eigenschaften oder die Oberflächenqualität beeinträchtigen können [Bar15, Bla99, Irf13, Li01, PL11]. So können beispielsweise die interlaminae Scherfestigkeit und die Druckfestigkeit um jeweils 6–10 % je Prozentpunkt Porengehalt sinken [Fre02, Li01].

Bei der Tränkung von Verstärkungsstrukturen wird allgemein zwischen Makro- und Mikroimprägnierung unterschieden [Mic16, PL11]. Während die Makroimprägnierung den Füllvorgang des freien Volumens zwischen einzelnen Rovings beschreibt, wird mit Mikroimprägnierung die Tränkung der einzelnen Filamente innerhalb eines Rovings bezeichnet [Sch13]. Dabei liegt die Permeabilität bei der Makroimprägnierung mehrere Größenordnungen oberhalb derjenigen der Mikroimprägnierung. Die Fließvorgänge auf der Mikroebene nehmen folglich deutlich mehr Zeit in Anspruch und sind daher in der Regel bestimmend für Zykluszeit bzw. Prozessgeschwindigkeit. Makro- und Mikroimprägnierung sind gekoppelte Vorgänge, weil sich der globale hydrodynamische Druck (Makrofließvorgänge) und die Saturierung der Filamente (Mikrofließvorgänge) gegenseitig beeinflussen [Mic16, PL11].

Im konventionellen Pultrusionsprozess werden die Verstärkungsfasern in einem offenen Tränkbad imprägniert (Makroimprägnierung), bevor sie in das beheizte Aushärtewerkzeug gezogen werden. Das Aushärtewerkzeug besitzt üblicherweise einen nur wenige Millimeter kurzen, sich verjüngenden Einlaufbereich, in dem der Faserstrang verdichtet und darin enthaltene Luft ausgetrieben wird (Mikroimprägnierung) [SS00]. Bei der Verwendung einer Injektionsbox finden grundsätzlich vergleichbare Fließvorgänge zum Tränkbad statt. Die Makroimprägnierung der Rovings erfolgt jedoch – wie auch die Mikroimprägnierung – erst in der vollständig oder teilweise mit Reaktionsharz gefüllten Injektionsbox. Der Bereich, in dem durch die Querschnittsverjüngung eine Komprimierung des Faserstrangs stattfindet, ist in der

Regel deutlich länger. Die Verweilzeit des Reaktionsharzes ist in einer Injektionsbox kürzer als im offenen Tränkbad, weshalb sich auch hochreaktive Harzsysteme verwenden lassen.

Grundlegend ist unabhängig von der Injektionsboxgeometrie zwischen Nieder- und Hochdruckinjektion zu unterscheiden. Während bei der Niederdruckinjektion das Reaktionsharz in einem Bereich großer Faserporosität quasi drucklos in die Injektionsbox geführt wird, erfolgt dies bei der Hochdruckinjektion unter Druckbeaufschlagung (bis zu 95 bar [RR03]) meist an einer Position geringerer Porosität. Bei der Niederdruckinjektion entsteht der hydrodynamische Druck in der Injektionsbox durch die Relativströmung des Harzes parallel und senkrecht zu den Fasern aufgrund des sich verjüngenden Querschnitts. Dieser Druck muss ausreichend groß sein, um die Mikroimprägnierung sicherzustellen. Bei der Hochdruckinjektion wird das Druckniveau hingegen in erster Linie durch den Injektionsdruck bestimmt. In Abhängigkeit von der Produktionsgeschwindigkeit, der Harzviskosität, der Faserpermeabilität und Geometrieparametern wird ein bestimmter Injektionsdruck benötigt, um die Rovings makroskopisch und mikroskopisch vollständig zu imprägnieren.

Aufgrund des fragmentierten Knowhows in der Pultrusionsindustrie, der fehlenden Standardisierung von Technologiemerkmale sowie der Vielzahl von unterschiedlichen Anwendungen und Verstärkungs- und Matrixmaterialien werden in der industriellen Praxis verschiedene Injektionsbox-Designs verwendet [Eng12, Str20]. Bei vielen Verarbeitern gilt das Injektionsbox-Design als internes Knowhow und ist nicht allgemein verfügbar [BH16, CKSD05b]. Grundsätzlich werden zwei verschiedene Typen von Designs unterschieden (Bild 2.1): die konisch zulaufende Injektionsbox sowie das sogenannte *Tear-Drop-Design* [Bez17, Eng12, Li01].

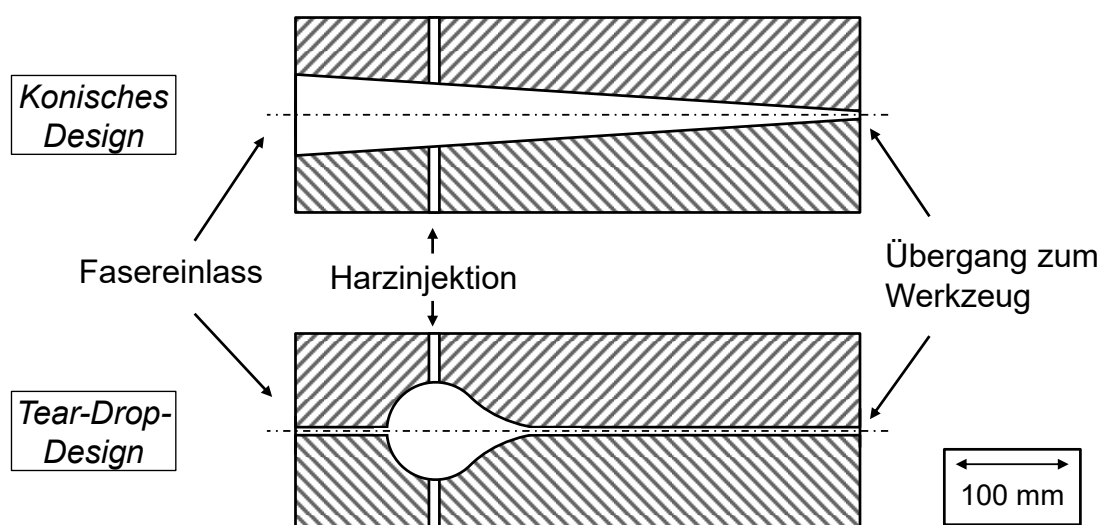


Bild 2.1: Konisches und Tear-Drop-Design von Injektionsboxen im Vergleich
 Fig. 2.1: Comparison of conical and tear drop injection box design

Im konischen Design laufen die Fasern vergleichsweise breit verteilt in die Injektionsbox ein und werden dann durch einen konstanten Öffnungswinkel bis auf die finale Profilgeometrie verdichtet. Die Harzinjektion erfolgt in der Regel drucklos im vorderen Bereich. Durch die nach hinten offene Form kann es zu Leckage kommen. Zudem birgt, je nach Öffnungswinkel und Länge der Injektionsbox, das relativ große Harzvolumen bei geringen Pultrusionsgeschwindigkeiten das Risiko eines frühzeitigen Viskositätsanstiegs. Als „Daumenregel“ sollte die mittlere Verweilzeit des Harzes in der Injektionsbox ein Fünftel bis ein Drittel der Gelzeit betragen [CKSD05b]. Im *Tear-Drop*-Design werden die Fasern direkt am Eingang der Injektionsbox auf Endkontur geformt und im Anschluss in einer tropfenförmigen Kammer imprägniert. Durch die endkonturnahe Formgebung am Anfang der Injektionsbox können komplexe Faserstrukturen gut positioniert werden. Aufgrund der hohen Packungsdichte der Fasern erfolgt die Harzinjektion in der Regel unter Druck, um eine ausreichend gute Imprägnierung zu erzielen. Neben der aufwendigeren Fertigung ist die Gefährdung der langfristigen Prozessstabilität ein weiterer Nachteil des *Tear-Drop*-Designs, weil es in Toträumen (faserarme Bereiche mit geringer Schleppwirkung) zu langen Verweilzeiten und vorzeitigem Vernetzen des Reaktionsharzes kommen kann [Bez17]. Neben dem konischen und dem *Tear-Drop*-Design gibt es weitere Spezial- und Mischgeometrien wie zum Beispiel eine wellenförmige Kavität [Eng12].

2.1.2 Modellierung der Fließvorgänge

2.1.2.1 Grundlegende Modellgleichungen

Zur Modellierung der Fließvorgänge im Pultrusionsprozess werden üblicherweise die allgemeinen Gleichungen zur Impuls- und Massenerhaltung mit dem Fließgesetz nach *Darcy* [Dar56] kombiniert [Bar15, SCA18]. Darauf aufbauend lässt sich unter Berücksichtigung der Geometrie des Einlaufbereichs bzw. der Injektionsbox und der sich ändernden Porosität bzw. Permeabilität ein Differentialgleichungssystem für den Druck p herleiten:

$$\frac{\partial(\rho \cdot u \cdot \Phi)}{\partial x} + \frac{\partial(\rho \cdot v \cdot \Phi)}{\partial y} + \frac{\partial(\rho \cdot w \cdot \Phi)}{\partial z} = 0 \quad (\text{Gl. 2.1})$$

$$u = U - \frac{K_{xx}}{\eta \cdot \Phi} \cdot \frac{\partial p}{\partial x} \quad (\text{Gl. 2.2})$$

$$v = V - \frac{K_{yy}}{\eta \cdot \Phi} \cdot \frac{\partial p}{\partial y} \quad (\text{Gl. 2.3})$$

$$w = W - \frac{K_{zz}}{\eta \cdot \Phi} \cdot \frac{\partial p}{\partial z} \quad (\text{Gl. 2.4})$$

In Gleichung 2.1 (Massenerhaltung) sind u , v und w die lokalen Fließgeschwindigkeiten des Harzes in x -, y - und z -Richtung. ρ bezeichnet die Dichte des Harzes und Φ die lokale Porosität. In den Gleichungen 2.2 bis 2.4 sind U , V und W die Geschwindigkeiten der Fasern in x -, y - und z -Richtung, η die Viskosität und K die lokale richtungs- und fasergehaltsabhängige Permeabilität der Verstärkungsfasern. Die am häufigsten verwendeten Modelle für Permeabilität und Viskosität werden im Folgenden kurz vorgestellt.

2.1.2.2 Modellierung von Permeabilität und Viskosität

Die richtungs- und fasergehaltsabhängige Permeabilität K für unidirektionale Rovings kann unter anderem mit den Modellen von *Kozeny-Carman* [Car37, Koz27], *Gutowski et al.* [GCB+87, GMC87] oder *Gebart* [Geb92] beschrieben werden (Tabelle 2.1). Darin entspricht x der Orientierung der Rovings. R_f ist der Filamentdurchmesser und φ der Faservolumengehalt (FVG). k , c , k' und V'_a sind empirische Konstanten, die experimentell bestimmt werden müssen. C_1 ist ein Koeffizient, der je nach der angenommenen Anordnung der Filamente (z. B. quadratisch oder hexagonal) gewählt wird. $\varphi_{\max}$ ist der entsprechende maximal erreichbare Faservolumengehalt.

Modell	K_{xx}	K_{yy}	K_{zz}
Kozeny-Carman	$\frac{R_f^2}{4k} \cdot \frac{(1-\varphi)^3}{\varphi^2}$	$= K_{xx}$	$= K_{xx}$
Gutowski et al.	$\frac{R_f^2}{4k} \cdot \frac{(1-\varphi)^3}{\varphi^2}$	$\frac{R_f^2}{4k'} \cdot \frac{(\sqrt{V'_a/\varphi} - 1)^3}{V'_a/\varphi + 1}$	$= K_{yy}$
Gebart	$\frac{8R_f^2}{c} \cdot \frac{1-\varphi^2}{\varphi^2}$	$C_1 \left(\sqrt{\frac{\varphi_{\max}}{\varphi}} - 1 \right)^{2,5} \cdot R_f^2$	$= K_{yy}$

Tabelle 2.1: Permeabilitätsmodelle von *Kozeny-Carman*, *Gutowski et al.* und *Gebart*

Table 2.1: Permeability models of *Kozeny-Carman*, *Gutowski et al.* and *Gebart*

Bezerra bestimmt experimentell die Permeabilität von unidirektionalen Glasfaserrovings mit 4.800 tex des Typs 399A-AE der Firma 3B Fibreglass SPRL, Belgien [Bez17]. Er ermittelt für die faserparallele Permeabilität K_{xx} des Kozeny-Carman-Modells die Parameter $R_f \approx 13,5 \mu\text{m}$ und $k \approx 1,81175$. Im relevanten Bereich des Faservolumengehalts (0,3–0,7) sinkt die Permeabilität annähernd exponentiell mit steigendem Fasergehalt (Bild 2.2).

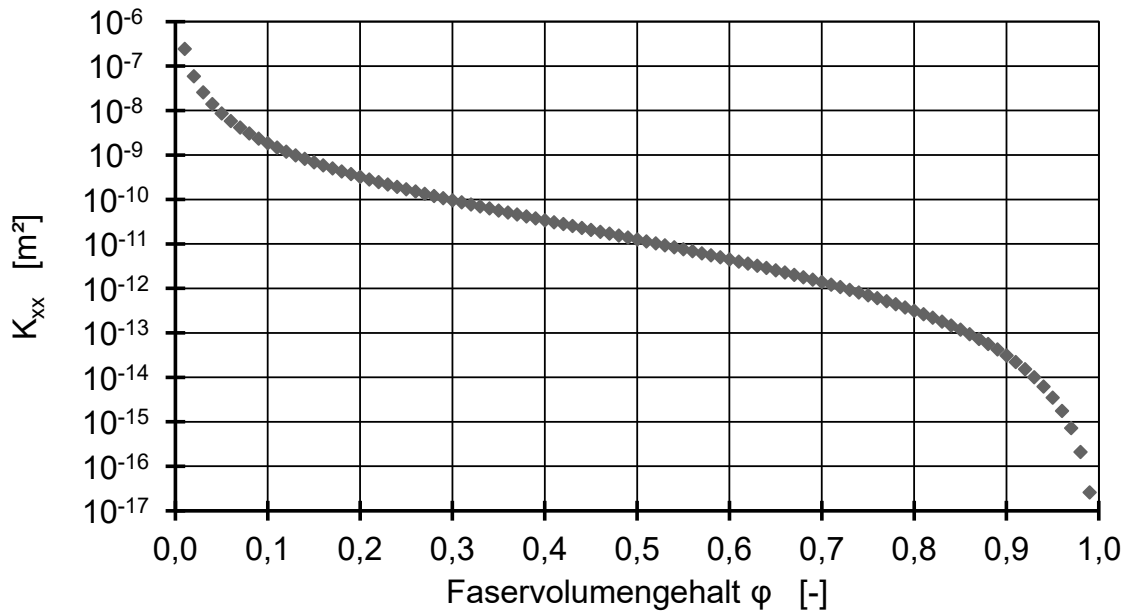


Bild 2.2: Faserparallele Permeabilität in Abhängigkeit vom Faservolumengehalt [Bez17]

Fig. 2.2: Permeability parallel to the fibers depending on fiber volume content [Bez17]

Für die Beschreibung der temperatur- und zeit-/umsatzabhängigen Viskosität von Reaktionsharzen wurde eine Vielzahl von Modellen für verschiedene Harzsysteme und Randbedingungen entwickelt [HM96]. Unter Vernachlässigung des Einflusses von Druck, Scherrate oder Füllstoff wird die Viskosität von Pultrusionssystemen in vielen Fällen mit den Gleichungen 2.5 und 2.6 beschrieben [Bar15, SCA18]:

$$\eta(T, \alpha) = \eta_{\infty} \exp\left(\frac{\Delta E_{\eta}}{RT}\right) \cdot f(\alpha) \quad (\text{Gl. 2.5})$$

$$f(\alpha) = \exp(k\alpha) \quad (\text{Gl. 2.6})$$

Der Arrhenius-Term beschreibt den Einfluss der Temperatur, während der Reaktionsfortschritt als $f(\alpha)$ eingeht. In einer erweiterten Form (sog. Dual-Arrhenius-Modell) wird der Reaktionsfortschritt über einen zweiten Arrhenius-Term berücksichtigt, der die Reaktionshistorie beschreibt [Dom18]:

$$\eta(t, T) = \eta_{\infty} \exp\left(\frac{\Delta E_{\eta}}{RT} + k_{\infty} \int \exp\left(\frac{-\Delta E_{kin}}{RT}\right) dt\right) \quad (\text{Gl. 2.7})$$

η_{∞} , ΔE_{η} , ΔE_{kin} und k bzw. k_{∞} sind Fitparameter und R ist die ideale Gaskonstante. Das Dual-Arrhenius-Modell hat den Vorteil, dass der Reaktionsumsatz nicht bekannt sein muss. Es wurde bereits für PUR-Systeme unter isothermen [LD14] und nicht-isothermen Temperaturbedingungen [LD16] angewendet.

2.1.2.3 Einfluss von Produktionsgeschwindigkeit und Injektionsboxgeometrie auf die Imprägnierung

Eine Vielzahl von Veröffentlichungen behandelt die Lösung der Gleichungen 2.1 bis 2.4 im Hinblick auf unterschiedliche Annahmen/Vereinfachungen, Randbedingungen und numerische Lösungstechniken. Zu den vereinfachenden Annahmen gehören in der Regel Newton'sches Fließverhalten des Harzes, thermisches Equilibrium zwischen Fasern und Harz, isotherme Bedingungen, eine gleichmäßigen Faserverteilung sowie die Beschränkung auf zweiphasige Systeme (Matrix und Fasern). Außerdem wird angenommen, dass das Harz nicht reagiert und dementsprechend Viskosität und Dichte konstant sind. Der Beschreibung der (lokalen und richtungsabhängigen) Permeabilität auf den verschiedenen Skalenebenen kommt dabei entscheidende Bedeutung zu. Die experimentelle Bestimmung der Permeabilität eines Verstärkungshalbzeugs ist jedoch komplex und weist selbst in standardisierten Verfahren teils eine erhebliche Streuung auf [DM19]. Die reale Permeabilität auf Mikroebene hängt neben der Struktur der Verstärkungsfasern auch von der Saturierung des Rovings, dem Vorhandensein von Mikroporen und der durch den globalen Druck wirkenden Kompression ab [PL11]. Zudem ist nicht geklärt, ob bzw. wann der Kapillardruck für die Imprägniervorgänge im Pultrusionsprozess berücksichtigt werden muss. Einerseits ist der Kapillardruck im Vergleich zum hydrodynamischen Druck vergleichsweise klein und nimmt zudem mit größerem Fasergehalt ab, weshalb der Einfluss bei Faservolumengehalten oberhalb von 60 % vernachlässigt werden kann [LWG+12, SA15]. Andererseits spielt der Kapillardruck für die Fließvorgänge auf Mikroebene eine wichtige Rolle [PL11]. Eine realitätsnahe Modellierung und Simulation der Fließvorgänge ist dementsprechend komplex. Angenommene Simplifikationen wie eine homogene Faserverteilung und mangelnde Vergleichbarkeit bei der Bestimmung der faservolumengehaltsabhängigen Permeabilität führen häufig zu quantitativen Abweichungen zwischen Simulationen und experimentellen Daten [Bez17]. Aufgrund der Vereinfachungen in der Modellierung und den beschriebenen Schwierigkeiten bei der Materialcharakterisierung eignen sich die Modelle oftmals eher nur für eine qualitative Abschätzung von Einflussgrößen auf die Fließvorgänge als für die quantitative Auslegung des Prozesses. Baran [Bar15], Bezerra [Bez17] sowie Safonov *et al.* [SCA18] veröffentlichten jeweils eine umfassende Übersicht von bislang erschienenen Fallstudien im Bereich der Fließvorgänge sowie des Druckaufbaus im Pultrusionsprozess. Im Folgenden werden daher nur ausgewählte Veröffentlichungen und deren Aussagen zum Einfluss der Produktionsgeschwindigkeit sowie der Injektionsboxgeometrie auf die Imprägnierung vorgestellt. Dabei wird zwischen Nieder- und Hochdruckinjektion unterschieden.

Niederdruckinjektion

Babeau et al. übertrugen ein zuvor von *Wang & Grove* entwickeltes Modell zur Beschreibung der Makro- und Mikroimprägnierung in gewebten Faserhalbzeugen [WG08] auf den Pultrusionsprozess mit einem Thermoplasten [BCBO15]. Die Tränkung des Faserhalbzeugs mit der hochviskosen Schmelze erfolgt in einer konisch zulaufenden Injektionsbox. Es wird angenommen, dass eine vollständige Makroimprägnierung vorliegt, die Rovings also von Polymerschmelze eingeschlossen sind. Die Strömung in ungesättigte Bereiche auf Mikroebene wird durch eine entsprechende „Senke“ in der globalen Modellierung des Drucks berücksichtigt. Die Autoren können zeigen, dass eine höhere Produktionsgeschwindigkeit zwar zu einem (proportional) höheren Druck führt, die Saturierung auf Mikroebene aufgrund der verkürzten Verweilzeit aber gleich bleibt. Dies würde im Umkehrschluss bedeuten, dass, ausgehend von einem funktionierenden Prozesspunkt (Kombination Geschwindigkeit/Viskosität), die Geschwindigkeit beliebig gesteigert werden könnte, ohne dass sich die Tränkungsqualität verschlechtert. Als vielversprechendste Einflussgröße zur Erreichung eines funktionierenden Prozesspunkts wird die Geometrie der Injektionsbox identifiziert, weil sich über deren Länge und Öffnungswinkel der Druck gezielt beeinflussen lässt.

Bezerra entwickelte ein ganzheitliches Modell zur Vorhersage der Strömungs- sowie Wärmetransport- und Vernetzungsvorgänge im Pultrusionsprozess mit Injektionsbox [Bez17]. Neben einer variablen Viskosität und einer zweiphasigen Strömung (Harz und Luft) wurde auch die inhomogene Faserverteilung in Bereichen mit geringen Faservolumengehalten berücksichtigt. Das Modell beschreibt den Druckaufbau sowohl für eine konische als auch eine *Tear-Drop*-Injektionsbox, die in ihrer Geometrie (Länge, Öffnungswinkel, Profildicke) allerdings nicht vergleichbar sind. Während der vorhergesagte Druckverlauf für die konische Injektionsbox für verschiedene Fasergehalte gut mit Messwerten übereinstimmt, gibt es bei der *Tear-Drop*-Injektionsbox erhebliche Abweichungen. Dies wird auf Verformungen der Injektionsbox durch den Innendruck, unzureichende Imprägnierung der Fasern im Experiment sowie Vereinfachungen bei der Modellierung der Faserverteilung zurückgeführt. Für beide Geometrien wird ein exponentiell ansteigender Druck innerhalb der Injektionsbox vorhergesagt. Bei einer Verringerung des Öffnungswinkels in der konischen Injektionsbox von zweiseitig $1,2^\circ$ auf zweiseitig 1° steigt der simulierte Maximaldruck um 14 % bzw. 19 % ($v_{\text{pul}} = 0,3 \text{ m/min}$ bzw. $0,5 \text{ m/min}$). Eine Steigerung von v_{pul} von $0,3 \text{ m/min}$ auf $0,5 \text{ m/min}$ bewirkt eine Drucksteigerung um 45 % bzw. 39 % (Öffnungswinkel 1° bzw. $1,2^\circ$). Weitere Parameterkombinationen werden nicht betrachtet. *Bezerra* kommt zu dem Schluss, dass der Zusammenhang zwischen Injektionsboxgeometrie, Prozessparametern und Bauteilqualität in weiteren experimentellen Studien ermittelt werden sollte.

Tucci et al. simulierten die Strömungsvorgänge in einer konischen Injektionsbox unter Berücksichtigung der Luft als zweite Fluidphase sowie einer temperaturabhängigen Viskosität des verwendeten EP-Harzes [TBRC20]. Die Fasern werden als ideal verteilt angenommen, und es wird nicht zwischen Makro- und Mikroimprägnierung unterschieden. In Folge der Querschnittsänderung in der Injektionsbox steigt der Druck exponentiell an und bewirkt eine Rückströmung der (niedrigviskosen) Luft. Bei einer Steigerung der Pultrusionsgeschwindigkeit von 0,3 m/min auf 0,5 m/min verdoppelt sich der Maximaldruck am Ende der Injektionsbox. Interessanterweise wird daher für die höhere Geschwindigkeit ein geringerer Porengehalt vorhergesagt, was auch durch eine experimentelle Bestimmung des Drucks und des Porengehalts bestätigt wird. Der Einfluss der Injektionsboxgeometrie wird nicht untersucht.

Hochdruckinjektion

Kommu et al. veröffentlichten ein Modell, bei dem das flüssige Reaktionsharz unter Druck in den kurzen, konisch zulaufenden Einlaufbereich eines Pultrusionswerkzeugs injiziert wird [KKK98]. Das Modell wurde in der Folge von *Mustafa et al.* sowie *Voorakaranam et al.* erweitert [MKK99, VJK99]. Sie zeigten, dass in Abhängigkeit von der Pultrusionsgeschwindigkeit ein bestimmter Injektionsdruck benötigt wird, um die Fasern in der Profilmittte zu imprägnieren. Gleichzeitig sollte der Injektionsdruck nicht zu groß sein, um eine Rückströmung des Harzes entgegen der Pultrusionsrichtung aus dem Werkzeug zu vermeiden. Dieses Prozessfenster wurde von *Srinivasagupta et al.* experimentell im Labormaßstab validiert [SPKJ03]. Durch einen größeren Öffnungswinkel kann schneller eine gleichmäßige Fließfront des Harzes im Einlaufbereich erzielt werden, was nach Aussage der Autoren zu einer Minimierung des Porengehalts beiträgt [KKK98, MKK99]. *Ding et al.* bestätigten diese Ergebnisse und validierten sie mit experimentellen Daten [DLY+00]. *Jeswani & Roux et al.* untersuchten in mehreren Veröffentlichungen mithilfe eines dreidimensionalen Modells den Einfluss verschiedener Prozess-, Material- und Designparameter auf die Fließvorgänge und die resultierende Druckverteilung in einer Injektionsbox mit Hochdruckinjektion [JR06, JR07, JR10a, JR10b, JR11, JRV09, MRJ11, MRJ12, PRJ13, RRJ13, RRVJ11]. Sie zeigten, dass bei einer Entkopplung der Injektionsbox vom Werkzeug durch einen Spalt zwar ein etwa gleich großer Injektionsdruck zur Imprägnierung der Fasern benötigt wird, der Maximaldruck aber grundsätzlich geringer ausfällt.

Zusammenfassend lässt sich festhalten, dass bei Niederdruckinjektion ein kleinerer Öffnungswinkel zu einem überproportional größeren Druck führt, weil dies den Fließwiderstand des Harzes parallel zur Faserorientierung erhöht. Eine Steigerung der Pultrusionsgeschwindigkeit führt zu einem proportional größeren Druck, weil die Strömungsgeschwindigkeit erhöht wird. Weil gleichzeitig die verfügbare Zeit zur Tränkung der Fasern verkürzt wird, bliebe bei sonst gleichen Bedingungen die Imprägnierqualität erhalten.

Die Injektionsboxgeometrie dient somit als Stellgröße zur Erreichung einer guten Imprägnierqualität. Wird allerdings unter Druck injiziert, dient der Injektionsdruck als Stellgröße und determiniert das Druckniveau in der Injektionsbox.

2.1.2.4 Analytische Lösung für den eindimensionalen Fall

Unter der zusätzlichen vereinfachenden Annahme einer eindimensionalen Strömung in der Injektionsbox lässt sich eine analytische Lösung für den Druck herleiten. Diese Annahme lässt sich durch die signifikant kleinere Permeabilität von Rovings quer zu ihrer Orientierung rechtfertigen [Bez17].

Kim et al. leiteten eine analytische Lösung für den Druckgradienten in Pultrusionsrichtung im konischen Einlaufbereich eines Pultrusionswerkzeugs her [KHJL97]. Durch die Verknüpfung einer Massenstrombilanz im Kontrollvolumen mit dem (eindimensionalen) Fließgesetz von *Darcy* und unter der Vernachlässigung einer Volumenänderung erhält man:

$$\frac{dp}{dx} = v_{pul} \cdot \frac{\eta}{K_x(x)} \cdot \left(1 - \frac{\varphi(x)}{\varphi_{end}}\right) \quad (Gl. 2.8)$$

Dabei bezeichnet v_{pul} die Pultrusionsgeschwindigkeit, η die (als konstant angenommene) Viskosität, $K_x(x)$ und $\varphi(x)$ die sich ändernde axiale Permeabilität bzw. den Faservolumengehalt in Pultrusionsrichtung und φ_{end} den finalen Faservolumengehalt im Profil. $\varphi(x)$ kann in Abhängigkeit der zugrundeliegenden Geometrie einfach bestimmt werden. Für $K_x(x)$ muss ein entsprechendes Permeabilitätsmodell verwendet werden.

Blaurock beschrieb die gleiche analytische Lösung für einen gerundeten Einlaufbereich [Bla99]. *Ding et al.* übertrugen das Modell auf eine Injektionsbox und erweiterten es um eine überlagerte Druckströmung aufgrund der Harzinjektion an der engsten Stelle der Injektionsbox [DLY+00]. *Bezerra* verallgemeinerte das Modell für die Injektion des Harzes an einer beliebigen Stelle [Bez17]. Er validierte die analytischen Lösungen von *Kim et al.* und *Ding et al.* mithilfe von 3D-Strömungssimulationen und konnte zeigen, dass die vereinfachende Annahme einer eindimensionalen Strömung zu vergleichbaren Ergebnissen führt.

2.1.3 Experimentelle Untersuchungen

Lackey et al. untersuchten verschiedene Einflussfaktoren für die Tränkung von Verstärkungsfasern mit Epoxidharz in einer Injektionsbox [LVR97]. Bei der von ihnen verwendeten Injektionsbox erschwerte dominierend auftretender Harzrückfluss Richtung Injektionsboxeingang die Tränkung der unidirektionalen Rovings, bis eine Druckentlastungsstelle gegenüber des Injektionspunkts, ein engerer Fasereintrittsspalt sowie ein höherer Injektionsdruck (bis zu 7 bar) es schließlich ermöglichten, Bauteile mit guter Qualität zu

produzieren. Zudem stellten sie fest, dass eine geringere Viskosität des Harzes, die zusätzliche Verwendung von Fasermatten und die Wahl des Fasermaterials die Tränkung verbessern können. Mit Kohlenstofffasern (CF) konnten aufgrund des geringeren Faserdurchmessers im Vergleich zu Glasfasern keine zufriedenstellenden Ergebnisse erzielt werden.

Irfan et al. stellten in ihren Untersuchungen eine Imprägniervorrichtung vor, in der die Glasfasern mithilfe einer Kombination aus Injektion, Umlenkung, Kapillarströmung und Komprimierung imprägniert werden [IHP+20, Irf13, ISP+17]. Für jeden Mechanismus wird auf Basis von vereinfachten Modellen der Beitrag zur Gesamtimprägnierung abgeschätzt und ein Imprägniergrad berechnet, der für eine vollständige Tränkung ≥ 1 sein sollte. Den größten Beitrag zur Imprägnierung leistet demnach die Kapillarströmung aufgrund der vergleichsweise hohen Einwirkzeit, gefolgt vom Druckaufbau aufgrund der Komprimierung des Faserstrangs. Die Vorrichtung ist so ausgelegt, dass bei den betrachteten Produktionsgeschwindigkeiten (0,3–0,5 m/min) eine vollständige Tränkung gewährleistet ist. Der errechnete Imprägniergrad sinkt jedoch mit zunehmender Pultrusionsgeschwindigkeit. Eine Variation der geometrischen Parameter der Imprägniervorrichtung wird nicht vorgenommen. *Irfan et al.* konnten zeigen, dass mithilfe des entwickelten Aufbaus im Vergleich zum konventionellen Tränkbad gleichbleibende oder leicht bessere Bauteileigenschaften erzielt werden [IHP+20, ISP+17]. Die Tränkung verschiedener Glasfasern mit einem Polyurethansystem gelang allerdings nicht, was *Irfan* auf die Inkompatibilität des Harzsystems mit der Faserschlichte zurückführt [Irf13]. Als größten Vorteil des Konzepts nennen *Irfan et al.* die um 90 % verringerte Menge an benötigtem Reinigungsmittel sowie eine Reduktion des zu entsorgenden Harzvolumens um 97 %.

Strauß et al. verglichen die Tränkung von unidirektionalen Glasfasern mit Epoxidharz mithilfe eines Tränkbads sowie mit zwei Injektionsboxen im *Tear-Drop*- bzw. konischen Design [SSE19]. Mit dem verwendeten *Tear-Drop*-Design konnte keine zufriedenstellende Imprägnierung erreicht werden. Die Tränkung mit einer konischen Injektionsbox führte im Vergleich zum Tränkbad zu einer leicht verringerten Biegefestigkeit (bis zu 8 %) und einer signifikant geringeren interlaminaren Scherfestigkeit (mehr als 15 %). Dies wird auf einen erhöhten Porengehalt zurückgeführt, da mit der verwendeten Injektionsbox die Luft nicht restlos aus den Rovings ausgetrieben werden konnte. Eine Optimierung des konischen Designs wird nicht vorgenommen. Darauf aufbauend stellten *Strauß & Wilhelm* ein Konzept für eine modulare Injektionsbox vor, mit der in Zukunft der Einfluss der Injektionsboxgeometrie auf die Bauteil- und Prozesseigenschaften untersucht werden soll [SW20]. Ergebnisse hierzu wurden bislang nicht präsentiert.

Hopmann et al. schlossen aus der Abzugskraft in einem Versuchsaufbau ohne Pultrusionswerkzeug auf die Strömungsvorgänge in einer transparenten Injektionsbox [HWSF21a, HWSF21b]. In Bezug auf die Strömungsvorgänge grenzten sie den

(makroskopischen) Druckaufbau zwischen zwei zulaufenden Rovings/Rovinglagen von der (mikroskopischen) Imprägnierung einzelner Rovings aufgrund des herrschenden Drucks und durch Kapillarströmung ab, wobei beide Mechanismen gekoppelt sind. Für die Versuche verwendeten sie nicht-reaktive Ersatzfluide unterschiedlicher Viskosität und variierten den Fasergehalt, die Pultrusionsgeschwindigkeit und den vertikalen Öffnungswinkel. Die benötigte Abzugskraft und damit auch der Druck in der Injektionsbox nahmen mit steigender Pultrusionsgeschwindigkeit, steigender Viskosität, steigendem Fasergehalt und sinkendem Öffnungswinkel zu. Nicht-lineares Verhalten deutete jedoch auf Verschiebungen von einzelnen Rovings ab bestimmten „Kippunkten“ hin, was den Druckaufbau signifikant beeinflusst.

Der Einfluss der Injektionsboxgeometrie auf die resultierende Bauteilqualität bei verschiedenen Pultrusionsgeschwindigkeiten wurde bislang nicht untersucht.

2.2 Formgebung und Aushärtung im Pultrusionswerkzeug

2.2.1 Grundlagen

Im Anschluss an die Injektionsbox wird der imprägnierte Faserstrang durch das beheizte Pultrusionswerkzeug gezogen, in dem ein Großteil der chemischen Reaktion des Matrixsystems stattfindet. Das Pultrusionswerkzeug ist in der Regel aus Stahl gefertigt und bis zu 1.500 mm lang [SS00]. Die Temperierung des Pultrusionswerkzeugs wird über elektrische Heizelemente realisiert, die im einfachsten Fall als ebene Heizplatten außen auf dem Werkzeug befestigt sind. *Silva et al.* konnten zeigen, dass sich der Energiebedarf durch ins Werkzeug eingebrachte elektrische Heizstäbe signifikant senken lässt [SFC+12]. Die gesamte Länge des Werkzeugs wird in der Regel in 3 bis 6 Heizzonen unterteilt, die jeweils von Heizplatten(paaren) temperiert werden und (in einem gewissen Temperaturbereich) unabhängig voneinander regelbar sind. Die Regelung der Heizzonentemperatur basiert auf außen oder innen im Werkzeug positionierten Temperatursensoren. Dadurch lässt sich in Pultrusionsrichtung ein Temperaturprofil aufprägen, mit dem der Verlauf der chemischen Reaktion gesteuert wird. Aufgrund der geringen Wärmeleitfähigkeit des Faser-Harz-Gemischs findet der Temperaturanstieg im Profilinneren im Vergleich zu den Randbereichen verzögert statt. Im Gegenzug sorgt die in der Regel exotherme Reaktion des Matrixsystems dafür, dass die Temperatur in der Profilmitte stärker ansteigt und in der zweiten Werkzeughälfte unter Umständen die Temperatur am Rand und sogar die Werkzeugtemperatur übersteigt. Der über dem Profilquerschnitt unterschiedliche Temperaturverlauf hat auch einen unterschiedlichen Reaktionsumsatzverlauf zur Folge. In der Konsequenz kommt es zu Temperatur- und Umsatzdifferenzen innerhalb des Bauteils, was zu Eigenspannungen und Bauteilverzug führen kann [BAH14, BHA15, BHT13, BTNH13].

Auf Basis der Reaktionszustände des Harzes wird das Werkzeug in der Regel in drei Zonen eingeteilt [SCA18]. In der ersten Zone liegt das Harz flüssig vor (Flüssigzone). Die Viskosität des Harzes sinkt zunächst aufgrund der Erwärmung, bevor die chemische Reaktion einsetzt und der Reaktionsumsatz und die Viskosität ansteigen. In der zweiten Zone, der sogenannten Gelzone, wird der Gelpunkt des Harzsystems erreicht. Der Gelpunkt ist derjenige Umsatzwert, bei dem das erste Molekül mit „unendlich“ hohem Molekulargewicht entsteht und die Viskosität gegen unendlich strebt [Dom18, Ehr06, OR14]. Nach Erreichen des Gelpunkts überwiegen die elastischen Eigenschaften des Netzwerks und das Reaktionsgemisch wird fest. Die letzte Zone wird daher auch als Festzone bezeichnet. Aufgrund der chemischen Schwindung des Harzsystems kann es hier zu einem Ablösen des Profils von der Werkzeugwand kommen, was die Wärmeleitung von/nach außen sowie die Entstehung der Reibkraft beeinflusst.

Der Temperatur- und Umsatzverlauf an verschiedenen Stellen des Profils wird neben materialspezifischen Parametern (u. a. freiwerdende Reaktionsenthalpie, Wärmeleitfähigkeit, Wärmekapazität) und profilspezifischen Parametern (u. a. Wanddicke, Existenz von Hohlkammern) insbesondere von der Pultrusionsgeschwindigkeit und den Werkzeugtemperaturen beeinflusst. Eine Steigerung der Pultrusionsgeschwindigkeit bewirkt im Allgemeinen eine Streckung des Temperatur- und Umsatzprofils in Pultrusionsrichtung, weil die Verweilzeit des Harzsystems im Werkzeug verringert wird. In der Folge sinkt der Reaktionsumsatz, der im Profil am Werkzeugende erreicht wird [BHT13, Bla99, LH99]. Zudem wird die Gelzone Richtung Werkzeugende verschoben [AB00]. Dem kann durch eine Steigerung der Werkzeugtemperaturen entgegengewirkt werden [LH99]. Höhere Temperaturen bewirken im Allgemeinen einen schnelleren Energieeintrag, wobei es aufgrund der langsamen Wärmeleitung auch zu höheren Temperaturdifferenzen innerhalb des Profils kommt.

Aufgrund der oben beschriebenen Zusammenhänge kann es bei einer Steigerung der Pultrusionsgeschwindigkeit zu einer Verschlechterung der mechanischen Eigenschaften sowie spezifischen Bauteildefekten kommen. *Blaurock* stellte fest, dass die Biegefestigkeit und -steifigkeit von UP-basierten Bauteilen mit steigender Pultrusionsgeschwindigkeit tendenziell abnimmt, was durch eine Steigerung der Werkzeugtemperaturen teilweise kompensiert werden kann [Bla99]. Wird die Werkzeugtemperatur jedoch zu stark angehoben, sinken die mechanischen Eigenschaften aufgrund von Matrixdegradation und der eingebrachten Eigenspannungen wieder. Zum gleichen Ergebnis kommen *Neto & Costa* für einen dünnwandigen Rundstab mit Glasfasern und UP-Harz [NC16] sowie *Yen et al.* für Bauteile auf Basis eines Urea-Formaldehyd-Systems [YCL06]. *Vedernikov et al.* zeigten für ein L-Profil, dass bei einer Verdreifachung der Pultrusionsgeschwindigkeit der Winkelverzug um ca. 50 % zunimmt [VTC+21]. *Li et al.* identifizierten experimentell eine kritische

Pultrusionsgeschwindigkeit für Bauteile auf Basis von UP, oberhalb der Blasen aufgrund von nicht abreagiertem, expandierendem Styrol entstehen [LDX+02]. Die Geschwindigkeitsgrenze für akzeptable Profilqualitäten ließ sich durch eine Anhebung der Werkzeugtemperaturen nach oben verschieben.

Aufgrund der oben beschriebenen komplexen Zusammenhänge und der damit verbundenen Konsequenzen für die Bauteilqualität ist es essenziell, einen material- und profilspezifischen optimalen Prozesspunkt zu identifizieren, in dem gute Bauteile durch die Kombination aus geeigneten Werkzeugtemperaturen und der richtigen Pultrusionsgeschwindigkeit hergestellt werden können. Ein hierfür oft eingesetztes Mittel sind Simulationsmodelle des Prozesses. Der aktuelle Stand der Technik dazu wird im folgenden Unterkapitel vorgestellt.

2.2.2 Modellierung der Wärmetransport- und Aushärtvorgänge im Pultrusionswerkzeug

2.2.2.1 Grundlegende Modellgleichungen

Seit der Veröffentlichung des ersten Prozessmodells Ende der 1970er Jahre [Pri79] beschäftigte sich eine Vielzahl von Publikationen mit der Simulation des Pultrusionsprozesses. Neben einer Variation und Weiterentwicklung des Modelltyps (stationär/transient), der Dimensionalität (1D/2D/3D), der numerischen Lösungstechnik (Finite-Differenzen-/Finite-Volumen-/Finite-Elemente-Methode und Kombinationen daraus), der Simulationsrandbedingungen (z. B. Vorgabe der Werkzeugwandtemperaturen oder Heizelementtemperaturen) und der Modellkomplexität (z. B. Integration von umsatz-, temperatur- und richtungsabhängigen Materialeigenschaften, Berücksichtigung von Schwindung) gehört auch die Betrachtung verschiedener Faser- und Harztypen sowie Profilgeometrien zum Umfang der wissenschaftlichen Forschung. Eine ausführliche Übersicht findet sich in [Bar15] und [SCA18], weshalb im Folgenden nur die Grundlagen sowie die für diese Arbeit relevanten Details vorgestellt werden.

Die Grundlage jedes Modells zur Beschreibung der Wärmetransport- und Aushärtvorgänge im Pultrusionswerkzeug bildet die Energiebilanz für das Profil (Gl. 2.9) und das Pultrusionswerkzeug (Gl. 2.10) [Bar15]:

$$\rho_c c_{p,c} \left(\frac{\partial T}{\partial t} + v \frac{\partial T}{\partial x} \right) = \kappa_{x,c} \frac{\partial^2 T}{\partial x^2} + \kappa_{y,c} \frac{\partial^2 T}{\partial y^2} + \kappa_{z,c} \frac{\partial^2 T}{\partial z^2} + q \quad (\text{Gl. 2.9})$$

$$\rho_{wz} c_{p,wz} \frac{\partial T}{\partial t} = \kappa_{x,wz} \frac{\partial^2 T}{\partial x^2} + \kappa_{y,wz} \frac{\partial^2 T}{\partial y^2} + \kappa_{z,wz} \frac{\partial^2 T}{\partial z^2} \quad (\text{Gl. 2.10})$$

Hierbei sind ρ_i und $c_{p,i}$ die Dichte und Wärmekapazität von Composite-Profil (c) und Werkzeug (WZ), $\kappa_{x,i}/\kappa_{y,i}/\kappa_{z,i}$ die Wärmeleitfähigkeit in die jeweilige Raumrichtung, v die Pultrusionsgeschwindigkeit (Produktionsrichtung entspricht x -Richtung) und q die durch die exotherme Reaktion des Harzsystems freigesetzte Energiemenge. Letztere kann auf Basis des Faservolumengehalts φ , der Dichte des Harzes ρ_m , der Reaktionsenthalpie bei vollständiger Reaktion H_t und der Reaktionsrate dr/dt bestimmt werden (Gl. 2.11). Bei der Reaktionsrate muss der Massetransport in x -Richtung berücksichtigt werden (Gl. 2.12):

$$q = (1 - \varphi)\rho_m H_t \frac{dr}{dt} \quad (\text{Gl. 2.11})$$

$$\frac{dr}{dt} = \frac{\partial r}{\partial t} + v \frac{\partial r}{\partial x} \quad (\text{Gl. 2.12})$$

Anstelle der Reaktionsenthalpie kann auch die adiabate Temperaturerhöhung ΔT_{ad} verwendet werden (Gl. 2.13) [BM93]. Die Reaktionsrate in Abhängigkeit von Reaktionsumsatz und Temperatur wird durch ein Reaktionskinetikmodell vorgegeben (siehe Kapitel 2.2.2.2).

$$H_t = \Delta T_{ad} c_{p,m} \quad (\text{Gl. 2.13})$$

Hierin ist $c_{p,m}$ die Wärmekapazität der Matrix (m). Die Dichte, Wärmekapazität und Wärmeleitfähigkeit des Composite-Profils können experimentell bestimmt oder über Mischungsregeln aus den Werten der Einzelkomponenten und deren Anteilen berechnet werden [SCA18]. Üblicherweise wird zur Vereinfachung angenommen, dass die Materialeigenschaften konstant sind. *Batch & Macosko* zeigten allerdings, dass sich bei der Modellierung umsatz- und temperaturabhängiger Eigenschaften insbesondere die Wärmeleitfähigkeit beim Durchlaufen des Werkzeugs signifikant ändern kann [BM93]. In der Folge steigt im betrachteten Prozesspunkt die Temperatur in der Profilmitte etwas früher an, es wird allerdings eine geringere Maximaltemperatur vorhergesagt. *Joshi & Lam* zeigten, dass der Einfluss temperaturabhängiger Materialeigenschaften am Profilrand tendenziell vernachlässigbar ist [JL01]. *Baran et al.* demonstrierten mithilfe einer statistischen Analyse, dass insbesondere die Dichte sowie die Aktivierungsenergie des Harzsystems möglichst genau spezifiziert sein sollten, da diese Parameter den größten Einfluss auf den Profilumsatz am Werkzeugende haben [BTH16]. *Pantaleão et al.* untersuchten den Einfluss einer anisotropen Wärmeleitfähigkeit [PAZ02]. Sie zeigten, dass signifikante Unterschiede nur bei sehr geringen Pultrusionsgeschwindigkeit ($v_{pul} < 0,01$ m/min) auftreten. Sie schlussfolgerten, dass bei üblichen Produktionsgeschwindigkeiten die axiale Wärmeleitung vernachlässigt werden kann.

In den meisten Veröffentlichungen wird ein idealer Wärmeübergang zwischen Pultrusionswerkzeug und Profil modelliert. Realitätsnäher ist jedoch die Annahme eines variablen Wärmeübergangskoeffizienten, da sich in Abhängigkeit von der Werkzeugtemperatur

und der Pultrusionsgeschwindigkeit sowohl der Zustand des Harzes als auch die Anpresskraft zwischen Profil und Werkzeugoberfläche aufgrund der überlagerten Effekte von thermischer Expansion und chemischer Schwindung ändern. *Baran et al.* [BTH13a] und *Bezerra* [Bez17] untersuchten daher den Effekt eines variablen thermischen Kontaktwiderstands. *Bezerra* zeigte, dass die Einführung eines konstanten Wärmeübergangskoeffizienten von $200 \text{ W}/(\text{m}^2\text{K})$ zu einem langsameren Temperaturanstieg und einer leicht verringerten Maximaltemperatur im Vergleich zum idealen Wärmeübergang führt. In Ermangelung von Messwerten für den Wärmeübergangskoeffizienten nutzten sowohl *Baran et al.* als auch *Bezerra* einen variablen Wärmeübergangskoeffizienten als Fit-Parameter, um die Ergebnisse ihrer Modellierung für eine Pultrusionsgeschwindigkeit an Messwerte aus dem Prozess anzupassen. In qualitativer Übereinstimmung wird das beste Ergebnis für einen vergleichsweise geringen Wärmeübergangskoeffizienten am Werkzeugeingang und -ende und einen annähernd idealen Wärmeübergang im Zwischenbereich erzielt. Es bleibt jedoch unklar, wie sich die Werte bei einer Änderung der Pultrusionsgeschwindigkeit oder der Werkzeugtemperaturen ändern.

Als Ergebnis der oben beschriebenen Modellierung wird der Temperatur- und Umsatzverlauf im Pultrusionsprofil beim Durchlaufen des Pultrusionswerkzeugs bestimmt. In Ermangelung von direkten Messmethoden zur experimentellen Bestimmung des Reaktionsumsatzes im Prozess wird zur Validierung der Modelle in der Regel der Temperaturverlauf herangezogen. Um diesen zu messen, werden üblicherweise Thermoelementdrähte zwischen den Fasern platziert und mit durchs Werkzeug gezogen. Dabei kommt es aufgrund von Unsicherheiten in Bezug auf die genaue Position des Messstelle im Profil bzw. im Werkzeug und auf die Trägheit des Messsystems zu einer gewissen Unschärfe. *Batch & Macosko* schätzen die Messunsicherheit bei einer Pultrusionsgeschwindigkeit von $0,3\text{--}0,6 \text{ m/min}$ mit $\pm 50 \text{ mm}$ in Pultrusionsrichtung (entspricht $\pm 5\text{--}10 \text{ s}$ Zeitversatz) und $\pm 5 \text{ °C}$ in Bezug auf die Temperatur ab [BM93]. *Spaans & Tedesco* stellten fest, dass sich die Streuung in Bezug auf die Sensorposition durch eine Optimierung der experimentellen Technik verbessern, aber nicht gänzlich eliminieren lässt [ST02].

Valliappan et al. [VRV96] und *Srinivasagupta et al.* [SPKJ03] verfolgten einen zusätzlichen Ansatz zur Validierung ihrer Prozessmodelle. Sie bestimmten die Restenthalpie der hergestellten Bauteile in *Differential Scanning Calorimetry (DSC)*-Messungen und schlossen so auf deren Reaktionsumsatz nach der Herstellung. Es ist jedoch unklar, wie sich der Umsatz der Bauteile nach Verlassen des Pultrusionswerkzeugs noch veränderte. In jüngerer Zeit beschäftigten sich einige Autoren mit der Bestimmung des Reaktionsumsatzes an definierten Positionen im Werkzeug über Ultraschall [PS20] oder den elektrischen Widerstand [BAM+18, BAN+20]. Beide Sensortypen weisen jedoch teils erhebliches Signalrauschen auf, was auf

Inhomogenitäten im Material und mangelnden Kontakt zwischen Sensor und Profil zurückgeführt wird.

Neben den Aushärtvorgängen im Werkzeug ist es für die Beurteilung eines Prozesspunktes wichtig, die weitere Entwicklung von Reaktionsumsatz und Temperatur nach dem Verlassen des Pultrusionswerkzeugs abzuschätzen. *Valliappan et al.* modellierten die Abkühlung eines Pultrusionsprofils nach dem Werkzeug und zeigten, dass je nach Pultrusionsgeschwindigkeit (0,2–0,41 m/min) der Umsatz im Profil auf einer Distanz von 1,37 m noch um $\Delta r = 1\text{--}3\%$ ansteigt [VRV96]. *Baran et al.* stellten fest, dass für $v_{\text{pul}} = 0,6$ m/min der minimale Umsatz in einem L-Profil auf Polyesterbasis von 91,9 % am Werkzeugende auf 97,8 % in einer Distanz von 5 m nach dem Werkzeugende ansteigt und zudem eine deutlich gleichmäßigere Umsatzverteilung erreicht wird [BAH14].

2.2.2.2 Modellierung der Reaktionskinetik

Zur Beschreibung der Reaktionsrate dr/dt in Abhängigkeit von der Harztemperatur T und des Aushärtegrads r werden in der einschlägigen Literatur unterschiedliche Modelle vorgeschlagen. Eine umfassende Übersicht verwendeter Modelle findet sich bei *Bezerra* [Bez17]. Aufgrund der vergleichsweise einfachen Anwendbarkeit werden überwiegend phänomenologische Modelltypen eingesetzt, deren Parameter in der Regel mithilfe von isothermen und dynamischen DSC-Messungen bestimmt werden [Bez17]. In allgemeiner Form setzt sich ein solches Modell aus einem Umsatz- und einem Temperaturterm zusammen (Gl. 2.14) [SCA18]. Der Umsatzterm $f(r)$ reflektiert die Form des zeitabhängigen Wärmestroms während der DSC-Messungen und hängt vom verwendeten Harzsystem ab. Während sich die Reaktion von EP-Systemen gut mit Umsatztermen n -ter Ordnung (Gl. 2.15) beschreiben lässt, werden für achsensymmetrische Wärmestromkurven autokatalytische Umsatzterme verwendet (Gl. 2.16) [SCA18]. Der Temperaturterm $K(T)$ beschreibt die Temperaturabhängigkeit der Reaktionsrate über einen klassischen Arrhenius-Term (Gl. 2.17).

$$\frac{dr}{dt} = f(r) \cdot K(T) \quad (\text{Gl. 2.14})$$

$$n\text{-te Ordnung:} \quad f(r) = (1 - r)^n \quad (\text{Gl. 2.15})$$

$$\text{autokatalytisch:} \quad f(r) = r^m (1 - r)^n \quad (\text{Gl. 2.16})$$

$$K(T) = A \cdot \exp\left(\frac{E_a}{R \cdot T}\right) \quad (\text{Gl. 2.17})$$

Eine für EP- und UP-Systeme häufig verwendete Abwandlung eines autokatalytischen Modells wurde von *Kamal & Sourour* vorgestellt [KS73]. Er ermöglicht die Vorgabe einer Reaktionsrate zum Beginn der Reaktion ($r = 0$):

$$\frac{dr}{dt} = (K_1 + K_2 r^m)(1 - r)^n \quad (\text{Gl. 2.18})$$

K_1 und K_2 sind hierin jeweils Arrhenius-Terme.

Die vorgestellten Modelle berücksichtigen nicht die Verlangsamung der Reaktion bei hohen Umsatzwerten aufgrund der verringerten Mobilität der Reaktanden (sog. Diffusionskontrolle). *Cole et al.* nutzen daher für ein aminhärtendes Epoxid-System den sog. *Rabinowitsch*-Ansatz und führen einen Diffusionsfaktor ein, der die verminderte Reaktionsrate am Ende der Reaktion beschreibt [CHN91]. *Fournier et al.* modifizierten den Faktor, um einen monotoneren Übergang zwischen den beiden Reaktionsmechanismen zu modellieren [FWDA96].

2.2.2.3 Phasenübergänge während der Aushärtung

Während der Aushärtung durchläuft das Reaktionsharz in Abhängigkeit von Temperatur und Zeit verschiedene physikalische Zustände, die im Allgemeinen in einem „Time-Temperature-Transition“ (TTT)-Diagramm dargestellt werden können (Bild 2.3) [Bar15, Ehr06].

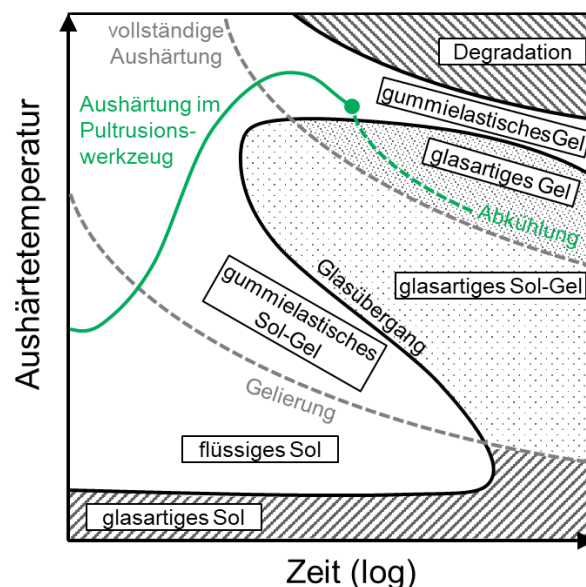


Bild 2.3: Time-Temperature-Transition-Diagramm

Fig. 2.3: Time-Temperature-Transition diagram

Das TTT-Diagramm zeigt die verschiedenen viskoelastischen Zustände als Bereiche, die durch die Gellinie und die (umsatzabhängige) Glasübergangstemperatur voneinander abgegrenzt werden. Bei einer isothermen Aushärtung wird das Diagramm auf einer horizontalen Linie durchlaufen. Ein typischer Temperaturverlauf im Pultrusionsprozess ist in Bild 2.3 ebenfalls dargestellt (grüne Kurve). Bild 2.4 zeigt exemplarisch die Änderung von Harztemperatur,

Reaktionsumsatz, Viskosität und Glasübergangstemperatur beim Durchlaufen des Pultrusionswerkzeugs (nach [Bar15, SCA18]). Da die Endtemperatur im Profil in der Regel oberhalb der Glasübergangstemperatur liegt, erfolgt die Vitrifizierung erst außerhalb des Werkzeugs. Die damit einhergehende verminderte Dimensionsstabilität des Profils vor der Vitrifizierung stellt bei optimaler Zentrierung von Greifern und Werkzeug in der Regel kein Problem dar, da dann nur Zugkräfte im Profil wirken.

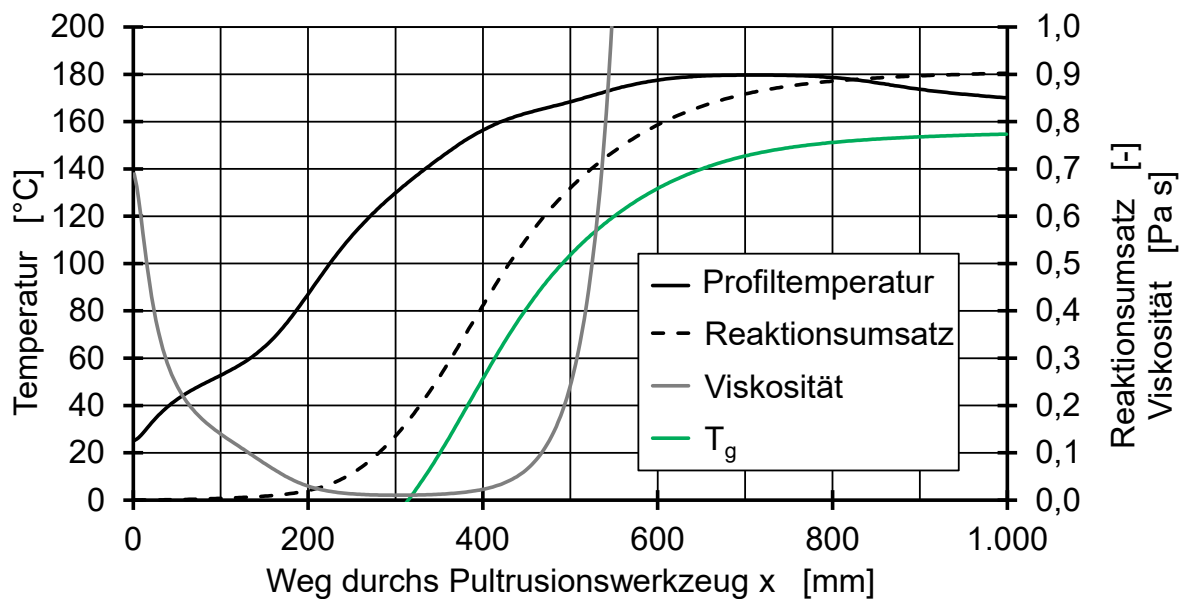


Bild 2.4: Exemplarischer Verlauf von Profiltemperatur, Reaktionsumsatz, Viskosität und Glasübergangstemperatur im Pultrusionswerkzeug

Fig. 2.4: Exemplary development of profile temperature, degree of cure, viscosity and glass transition temperature in a pultrusion die

Für die umsatzabhängige Glasübergangstemperatur wird im einfachsten Fall ein linearer Zusammenhang angenommen (Gl. 2.19) [Bar15]. Ebenfalls gebräuchlich ist die Annäherung durch die sog. *Di Benedetto*-Gleichung (Gl. 2.20) [Bar15, SCA18]:

$$T_g(r) = T_{g,0} + \alpha_{T_g} \cdot r \quad (\text{Gl. 2.19})$$

$$\frac{T_g - T_{g,0}}{T_{g,\infty} - T_{g,0}} = \frac{\lambda r}{1 - (1 - \lambda)r} \quad (\text{Gl. 2.20})$$

Hierin sind $T_{g,0}$ und $T_{g,\infty}$ die Glasübergangstemperatur des Harzsystems für $r = 0$ bzw. $r = 1$. α_{T_g} und λ sind Konstanten und dienen als Fit-Parameter. Die Werte für ein spezifisches Harz lassen sich in DSC-Messungen ermitteln.

2.2.2.4 Modellierung und Simulation des Pultrusionsprozesses mit Polyurethan

Nur wenige Veröffentlichungen beschäftigten sich bislang mit der Modellierung des Pultrusionsprozesses mit Polyurethan. Die Hauptunterschiede im Vergleich zur Modellierung

mit anderen Harzsystemen bestehen in der Verwendung eines spezifischen Reaktionskinetikmodells und den Materialeigenschaften des PUR-Systems. Eines der Hauptargumente zur Verwendung von PUR ist die hohe Reaktivität, die prinzipiell große Pultrusionsgeschwindigkeiten ermöglicht. Entsprechend herausfordernd ist die Charakterisierung des Reaktions- und Materialverhaltens insbesondere bei höheren Temperaturen, weil zur vollständigen Erfassung die Zeit zur Präparation der Messung minimiert werden muss.

Chen & Ma waren die ersten, die sich experimentell [CM92a, CM92b, CM94] und simulativ [MC93] mit der Verwendung eines PUR-basierten Systems im Pultrusionsprozess beschäftigten. Sie betrachteten ein spezielles, blockiertes PUR-Präpolymer, das in einem offenen Tränkbad verarbeitet werden konnte. Zur Beschreibung der Reaktionskinetik verwendeten sie in guter Näherung ein einfaches autokatalytisches Modell. *Connolly & Heberer* stellten ein einfaches mechanistisches Modell erster Ordnung für ein PUR-Pultrusionssystem vor, das das initiale Verhältnis von Polyol zu Isocyanat berücksichtigt [CH12]. Aufgrund der Vernachlässigung von Diffusion eignet sich das Modell nur begrenzt zur Beschreibung der Reaktion bei hohen Umsatzwerten. *Sandberg et al.* modellierten den Pultrusionsprozess mit PUR und verwendeten dabei ein nicht-autokatalytisches Modell n -ter Ordnung (Gl. 2.15) [SRHS19]. Die Modellparameter entnahmen sie *Fernandez d'Arlas et al.* [FRS+07], die ursprünglich allerdings ein *Kamal-Sourour*-Modell für ein PUR-System vorgeschlagen hatten. Eine Variation der Prozessparameter simulierten *Sandberg et al.* nicht. *Prime et al.* analysierten die Reaktionskinetik eines hochreaktiven PUR-Systems für den Pultrusionsprozess mittels verschiedener DSC-Messungen bei prozessnahen Temperaturprofilen [PMN05]. Da im Prozess keine Vitrifizierung des Harzes auftritt (da $T > T_g$), sollte dies den Autoren zufolge auch in den DSC-Messungen vermieden werden. Sie nutzten ein Modell zweiter Ordnung, um die Reaktionsrate zu modellieren. *Yuksel et al.* nahmen eine umfangreiche Charakterisierung eines kommerziellen PUR-Systems für den Pultrusionsprozess vor [YSB+21]. Sie verwendeten in guter Näherung ein autokatalytisches Modell und ermittelten die Parameter in isothermen und dynamischen DSC-Messungen. Die Präparationszeit zwischen erstmaliger Vermischung und Messung geben *Yuksel et al.* mit knapp 3 Minuten an, was ihrer Aussage nach vergleichbar mit der Verweilzeit des Materials im Pultrusionsprozess vor Eintritt in das Pultrusionswerkzeug sei. Neben der Reaktionskinetik modellierten *Yuksel et al.* auch die Viskosität mit einem Modell von *Kim & Macosko* [KM96] und die Glasübergangstemperatur mithilfe eines linearen Modells (Gl. 2.19). Die Modelle wurden anschließend von *Sandberg et al.* in einer integrativen Prozesssimulation verwendet [SYB+21]. Zur Validierung des Modells wurden Temperaturmessungen durchgeführt. Den Autoren zufolge können Abweichungen zwischen Messung und Simulation in der Profilmitt

unter anderem darauf zurückzuführen sein, dass der initiale Temperaturanstieg in der DSC-Messung nicht vollständig erfasst wurde. Eine Untersuchung des Einflusses der Prozessparameter auf den Temperatur- und Umsatzverlauf fand nicht statt.

Die Analyse der wissenschaftlichen Literatur zeigt, dass im Pultrusionsprozess verwendete PUR-Systeme bislang nur durch vergleichsweise einfache Reaktionskinetikmodelle beschrieben wurden, bei denen Diffusionskontrolle nicht betrachtet wurde. Zudem fand keine Analyse des Einflusses von verschiedenen Prozessparametern auf den resultierenden Temperatur- und Umsatzverlauf im Profil statt.

2.2.3 Optimierung des Pultrusionsprozesses

Da im späteren Verlauf dieser Arbeit eine Methode zur Prozessoptimierung auf Basis von Machine-Learning (ML)-Modellen vorgestellt wird, werden in Kapitel 2.2.3.1 zunächst die wichtigsten Grundlagen zur mathematischen Optimierung und Strategien zur Lösung vorgestellt. In Kapitel 2.2.3.2 folgt ein Überblick zum Training sowie zur Beurteilung und Anwendung von ML-Modellen. In Kapitel 2.2.3.3 werden ausgewählte Studien zur Optimierung des Pultrusionsprozesses vorgestellt.

2.2.3.1 Mathematische Optimierung und Lösungsstrategien

Das Ziel einer Optimierung ist es, aus einer Menge verschiedener Lösungen für ein (technisches) Problem diejenige zu identifizieren, die in Bezug auf das definierte Ziel optimal (= bestmöglich) ist. Elementare Bestandteile einer Optimierung sind das zu optimierende System mit seinen Rand-/Nebenbedingungen (beschreiben das technische Problem bzw. den Konfigurationsraum) sowie ein definiertes Ziel (zur Bestimmung der Güte der Lösung) [Dit15]. Unter mathematischen Gesichtspunkten ist unter Optimierung die Minimierung oder Maximierung einer oder mehrerer Zielfunktionen zu verstehen, wobei der n -dimensionale Lösungsvektor aus dem zulässigen Konfigurationsraum stammen muss [PLB15]. Der Definitionsbereich kann durch Gleichungs- oder Ungleichungsnebenbedingungen begrenzt sein. Das (globale) Maximum/Minimum der Zielfunktion stellt das (globale) Optimum dar.

Zur Lösung von Optimierungsproblemen kommen je nach Art des Problems verschiedene Algorithmen zum Einsatz. Allgemein wird zwischen deterministischen Lösungsverfahren und Metaheuristiken unterschieden [Dit15]. Deterministische Lösungsverfahren finden unter den richtigen Bedingungen die optimale Lösung mit Sicherheit. Es besteht jedoch das Risiko, dass bei der Wahl ungünstiger Startwerte anstelle des globalen Optimums nur ein lokales Optimum identifiziert wird. Zu den deterministischen Lösungsverfahren gehören unter anderem das Gradientenverfahren oder der Simplex-Algorithmus. Metaheuristiken basieren bei der Abtastung des Konfigurationsraums auf dem Zufallsprinzip und finden daher nicht

zwangsläufig das numerisch genaue Optimum. Sie bieten aber eine größere Wahrscheinlichkeit, unabhängig von den Startwerten zumindest mit hinreichender Genauigkeit den Bereich des globalen Optimums zu identifizieren. Zu den Metaheuristiken gehören beispielsweise die „simulierte Abkühlung“ und evolutionäre Algorithmen. Stellvertretend für jede Klasse von Lösungsverfahren werden im Folgenden der Simplex-Algorithmus sowie genetische Algorithmen vorgestellt, die auch in Kapitel 6.2.3 zur Lösung des Optimierungsproblems verwendet werden.

Der Simplex-Algorithmus ist ein etabliertes Verfahren zur Lösung von Optimierungsproblemen, bei denen sowohl die Zielfunktionen als auch die Nebenbedingungen linear sind (sog. *Lineare Programmierung* (LP)) [Dit15]. Das von Dantzig [Dan66] vorgestellte Verfahren unterteilt den Konfigurationsraum in sogenannte Simplexe, die auf systematische Weise abgesucht werden. Geometrisch kann man sich den Konfigurationsraum als n -dimensionalen Polyeder mit $(n+1)$ Ecken vorstellen, dessen Kanten iterativ abgetastet werden, bis eine optimale Ecke identifiziert wird [PLB15]. Die Ecke stellt den Schnittpunkt zweier oder mehrerer bindender Nebenbedingungen dar. Ein Nachteil des Simplex-Algorithmus ist, dass der Rechenaufwand zur Lösung exponentiell mit der Anzahl der Freiheitsgrade ansteigt. Zudem ist seine Anwendung auf lineare Problemstellungen beschränkt.

Für nicht-lineare Probleme mit einem unter Umständen konkaven Konfigurationsraum und/oder unstetigen Funktionen eignen sich Metaheuristiken, die auf dem Weg zum *globalen* Optimum auch zwischenzeitlich Verschlechterungen des Zielfunktionswerts zulassen und somit *lokale* Optima verlassen können [Dit15]. Ein prominentes Beispiel hierfür sind genetische Algorithmen, die die evolutionären Schritte *Selektion*, *Rekombination* und *Mutation* für eine Population von Individuen nachbilden und mit fortschreitender Generationenzahl durch Schwarmintelligenz zumindest den Bereich des globalen Optimums identifizieren können [PLB15]. Auch wenn die einzelnen Schritte eines genetischen Algorithmus durch stochastische Variablen bestimmt werden, folgt der Ablauf einem definierten Schema [Wei15]. Zunächst wird eine Population mit n Individuen initialisiert, wobei ein Individuum einer zufälligen Parameterkombination (sog. Chromosomen) aus dem Konfigurationsraum entspricht. Für jedes Individuum wird seine Fitness, das heißt seine Güte in Bezug auf die Zielfunktion, bestimmt. Im Selektionsschritt werden nun Individuen der Population ausgewählt, die sich für die nachfolgende Generation rekombinieren dürfen. Die Selektion kann beispielsweise auf Basis der Fitness der Individuen erfolgen. Im Rekombinationsschritt erhält ein neues Individuum eine Mischung der Chromosomen zweier oder mehrerer Elternteile. Die Mischung kann wiederum auf Zufallsvariablen basieren. In der Rekombination kann die komplette Elterngeneration oder nur ein Teil von ihr (beispielsweise die Hälfte mit der schlechtesten Fitness) ausgetauscht werden. Das so neugewonnene n -Tupel aus Individuen wird im letzten Schritt mutiert. Dabei

verändern sich die Chromosomen der Individuen stochastisch in einem vorher definierten Bereich. Mit der neuen Generation wird der Zyklus erneut durchlaufen. Als Terminierungsbedingung für den Algorithmus kann beispielsweise ein Schwellwert der Güte oder eine Anzahl an Iterationen/Generationen dienen.

Für die Schritte Selektion, Rekombination und Mutation gibt es zahlreiche Varianten der Implementierung [Wei15]. Besonderes Augenmerk gilt der Ausgewogenheit von Erforschen (engl. *exploration*) und Feinabstimmung (engl. *exploitation*). Der Rekombinations- und der Mutationsschritt sollten einerseits so gestaltet sein, dass der Algorithmus lokale Optima verlassen und weite Bereiche des Konfigurationsraums absuchen kann. Andererseits muss sichergestellt werden, dass in möglichen Bereichen des globalen Optimums eine genaue Lösung gefunden wird. Die Berücksichtigung von Nebenbedingungen stellt dabei eine besondere Herausforderung dar [KC12]. Zum einen muss gewährleistet sein, dass die Lösung des Problems aus einer zulässigen Parameterkombination besteht. Andererseits kann es bei der Suche nach einem Optimum hilfreich sein, im Sinne der Exploration zwischenzeitlich auch unzulässige Lösungen zu erlauben. Nebenbedingungen können beispielsweise berücksichtigt werden, indem im Selektionsschritt Individuen aussortiert werden, die eine oder mehrere Nebenbedingungen nicht erfüllen. Die (Nicht-)Erfüllung von Nebenbedingungen kann alternativ in Form einer Verminderung der Fitness berücksichtigt werden [KC12, Wei15].

Bei der Umsetzung der oben beschriebenen Optimierungsstrategien müssen für jede betrachtete Lösungsmöglichkeit der Zielfunktionswert und die Einhaltung der Nebenbedingungen geprüft werden. Insbesondere im Fall von genetischen Algorithmen mit einer großen Population und/oder vielen Generationen kann dies zu einer großen Anzahl an Einzelberechnungen führen. Numerische Simulationsmodelle mit entsprechend langen Rechenzeiten, wie sie zuvor vorgestellt wurden, eignen sich daher nur bedingt für die Umsetzung. Im folgenden Kapitel werden daher Approximationsmodelle vorgestellt, die unter bestimmten Bedingungen numerische Berechnungen effizient ersetzen können.

2.2.3.2 Approximation mithilfe von Machine-Learning-Modellen

Als Teilgebiet der künstlichen Intelligenz beschäftigt sich Maschinelles Lernen (engl. *Machine Learning*) mit der Identifizierung von Zusammenhängen in Daten und daraus abgeleiteten Prognosen [PWM+19]. In der Regel ist es das Ziel des Maschinellen Lernens, das am besten geeignete Vorhersagemodell für einen Beispieldatensatz zu generieren und es anschließend auf weitere Datensätze oder zur Optimierung anzuwenden. Dabei werden je nach Datenstruktur und -qualität sowie Anwendungsgebiet verschiedene Modelltypen unterschieden, deren Eignung (Fit) durch unterschiedliche Gütemaße beschrieben wird. Zwei Kerncharakteristika sind Bias und Varianz des Modells [PWM+19]. Bias beschreibt die Fähigkeit des Modells,

Vorhersagen nahe an der Wahrheit zu treffen. Die Varianz bewertet die Generalisierbarkeit der Vorhersage. Beide Werte sollten möglichst gering sein. Komplexe Modelle neigen dazu, die Trainingsdaten sehr genau wiedergeben zu können (geringer Bias), lassen sich aber nur schlecht generalisieren (große Varianz); man spricht von *Overfitting*. Zu einfache Modelle lassen sich zwar gut generalisieren (geringe Varianz), beschreiben die Trainingsdaten aber möglicherweise nur ungenügend (großer Bias); das führt zu *Underfitting*. Üblicherweise werden Verbesserungen eines Werts nur auf Kosten des anderen Werts erreicht.

Einige der am häufigsten verwendeten Modelle sind (multi-)lineare Regressionsmodelle und Entscheidungsbäume. Lineare Regressionsmodelle sind vergleichsweise leicht anzulernen und effizient in der Anwendung, setzen jedoch einen näherungsweise linearen Zusammenhang der Daten voraus. Zudem können Ausreißer in den Daten in x - und y -Richtung, Heteroskedastizität (Abhängigkeit der Varianz der Störterme von den erklärenden Variablen), korrelierte Störterme und Kollinearität zu Ungenauigkeiten der Vorhersage führen [PWM+19]. Bei Entscheidungsbäumen wird die abhängige Variable auf Basis von Schwellwerten für die unabhängigen Variablen in mehreren Stufen vorhergesagt. Sie eignen sich aufgrund ihrer Struktur vor allem für Klassifizierungsaufgaben, können aber auch zur Regression eingesetzt werden [TG97]. Ihr naturgemäß unstetiges Verhalten im Definitionsbereich kann eine kontinuierliche Optimierung jedoch erschweren. Sowohl kleinteilige Entscheidungsbäume als auch lineare Regressionsmodelle mit vielen Freiheitsparametern können zu Overfitting führen. Verschiedene Regularisierungs- oder Ensemblemethoden können helfen, den Kompromiss zwischen Bias und Varianz zu verbessern. Bei Regularisierungsmethoden wie der *Ridge*- oder *Lasso*-Regression wird die Flexibilität des Modells eingeschränkt, indem die zugrundeliegenden Daten reguliert und bestimmte Koeffizienten eliminiert werden [SL03]. Bei Ensemblemethoden wie *Bagging* und *Boosting* wird eine Vielzahl von einfachen Submodellen auf Teildatensätzen trainiert, die dann bei der Prognose eines neuen Datenpunkts „abstimmen“ [PWM+19, Sai01]. Submodelle, für die der neue Datenpunkt unbekannt ist, führen zu einem Grundrauschen im Abstimmungsergebnis. Diejenigen Submodelle, die eine Prognose treffen können, kommen tendenziell zu einem übereinstimmenden Ergebnis. Ensemblemethoden gelten daher als sehr robust.

Grundsätzlich gilt, dass das Training eines Modells und die anschließende Bewertung der Performance mithilfe unterschiedlicher Datensätze erfolgen sollte [PWM+19]. Der gesamte nutzbare Datensatz wird daher zunächst (randomisiert) in Trainings- und Testdaten aufgeteilt. Der Trainingsdatensatz wird verwendet, um unterschiedliche Modelltypen miteinander zu vergleichen und das geeignetste auszuwählen. Eine hierfür häufig verwendete Methode ist die n -fache Kreuzvalidierung [PWM+19, Som01]. Wird letztendlich der geeignetste Modelltyp ausgewählt, wird dieses Modell wieder auf den gesamten Trainingsdaten trainiert und die

Performance abschließend mit den Testdaten beurteilt. Hierzu werden üblicherweise die Kriterien mittlere quadratische Abweichung (engl. Abkürzung MSE), deren Quadratwurzel (engl. Abkürzung RMSE), der mittlere absolute Fehler (engl. Abkürzung MAE) und/oder das Bestimmtheitsmaß R^2 herangezogen [PWM+19]. MSE, RMSE und MAE sollten möglichst klein sein. R^2 kann Werte zwischen $-\infty$ und 1 annehmen und sollte möglichst nahe an 1 liegen.

Abschließend sei darauf hingewiesen, dass die Datenqualität entscheidend die Vorhersagequalität des Modells beeinflusst. Zu wenige, fehlerhafte, irrelevante oder nicht repräsentative Daten können dazu führen, dass das Modell die Grundgesamtheit nicht gut wiedergibt. Zudem können die Daten bereits einen Bias enthalten, der sich bei der Anwendung einer Optimierungsstrategie im Ergebnis widerspiegelt [PWM+19].

2.2.3.3 Studien zur Prozessoptimierung

Der Pultrusionsprozess wird durch komplexe Wechselwirkungen zwischen thermo-chemischen und thermo-mechanischen Prozessen sowie damit korrelierten Qualitätsgrößen charakterisiert [Kre18]. Abweichungen in der Bauteilqualität können durch eine Vielzahl von Material- und Prozessparametern begründet sein [Sum12]. Gleichzeitig ist es das Ziel von Verarbeitern und Forschenden, die Effizienz des Pultrusionsprozesses weiter zu steigern. Eine besondere Herausforderung des Prozesses besteht darin, dass die meisten relevanten Qualitätsmerkmale (z. B. Festigkeit, Verzug) nicht online gemessen werden können und indirekt durch korrelierte Ersatzgrößen (z. B. Profilterperatur, Umsatz) kontrolliert werden müssen, die in der Regel ebenfalls messtechnisch nicht permanent verfügbar sind [VJK99]. Neben aufwändigen experimentellen Trial-and-Error-Ansätzen können numerische Modelle und Optimierungsmethoden nützliche Werkzeuge zur Verbesserung des Prozesses darstellen. Die numerische Optimierung von FVK-Herstellungsverfahren hat bereits eine lange Tradition [STS19] und wurde schon mehrfach für den Pultrusionsprozess angewendet [Bar15, SCA18]. Die Studien können nach Optimierungsziel, -methode und -nebenbedingungen, Harz-Faser-Kombination und verwendeter Datenbasis (numerisches Modell/ML-Modell), kategorisiert werden.

Das Ziel von *Joshi et al.* [JLT03, LJO2, LLJ03], *Carlone et al.* [CPP07] und *Dias et al.* [DSOS18] war es, die Abweichung des Reaktionsumsatzes vom Zielumsatz im Austrittsquerschnitt zu minimieren. *Joshi et al.* verknüpften ihre zunehmend umfassenderen numerischen Simulationsmodelle an ein Gradientenverfahren und konnten zeigen, dass sich die Umsatzstreuung durch eine Anpassung der Werkzeugtemperaturen und der Pultrusionsgeschwindigkeit signifikant verringern lässt. *Carlone et al.* nutzten einen genetischen Algorithmus (GA), um den Bereich des globalen Optimums der Werkzeugtemperaturen einzugrenzen. Anschließend setzten sie einen Simplex-Algorithmus ein, um das Optimum exakt zu identifizieren. *Dias et al.* setzten sowohl zwei verschiedene

Algorithmen der Quadratischen Programmierung als auch Particle-Swarm-Optimierung (PSO) ein, um die Werkzeugtemperaturen zu optimieren.

Santos et al. setzten es sich zum Ziel, den Energieverbrauch bei einer konstanten Pultrusionsgeschwindigkeit zu minimieren, ohne den Zielumsatz am Werkzeugende zu unterschreiten [SBPC12, SPCB15]. Sie zeigten mithilfe der PSO, dass sich der Energieeinsatz bei der Wahl optimierter Werkzeugtemperaturen signifikant senken lässt. *Baran et al.* minimierten die Anzahl der benötigten Heizzonen mit einem GA [BTH13b]. Sie wiesen für ihren Anwendungsfall nach, dass lediglich eine Heizzone zu Beginn des Werkzeugs benötigt wird und gleichzeitig auch v_{pul} gesteigert werden kann, um den Zielumsatz zu erreichen.

Coelho & Calado nutzten den Optimierungsalgorithmus Simulated Annealing, um eine einfache Gewinnfunktion zu maximieren [CC02]. Sie zeigten, dass bei einer Steigerung von v_{pul} um 53 % und einer Anpassung der Werkzeugtemperaturen der Gewinn verdreifacht werden kann, ohne rudimentäre Qualitätsgrößen zu verletzen. *Srinivasagupta et al.* minimierten eine Kostenfunktion mithilfe der Response-Surface-Methode [SK04, SKJ03]. Während das Optimierungsproblem in [SKJ03] zu einer Maximierung der Pultrusionsgeschwindigkeit degenerierte, wurden in [SK04] auch der Exergieverlust und Emissionen betrachtet. Die Autoren zeigten, dass ein Kompromiss zwischen der Pultrusionsgeschwindigkeit und der Minimierung des Exergieverlusts nötig ist. *Tutum et al.* nutzten einen GA in Kombination mit einem lokalen Gradientenverfahren, um gleichzeitig v_{pul} zu maximieren und den Energieeinsatz zu minimieren [TBD14]. Sie ermittelten eine Pareto-Front von optimalen Ergebnissen, von denen ausgehend eine Geschwindigkeitssteigerung nur über eine exponentielle Zunahme des Energieeinsatzes erreicht werden kann.

Neben den oben beschriebenen Optimierungen, die jeweils an das numerische Simulationsmodell gekoppelt sind, gibt es auch einige Studien, die Ersatzmodelle verwenden. *Chen et al.* trainierten ein künstliches neuronales Netz auf einem simulationsbasierten Datensatz mit 51 Datenpunkten und nutzten es anschließend zur Optimierung mithilfe eines GA [CXCZ10]. Sie verknüpften dabei v_{pul} und den Energieverbrauch in einer gemeinsamen Zielfunktion und zeigten, dass die Wahl des jeweiligen Gewichtungsfaktors das Optimierungsergebnis signifikant beeinflusst. *Tutum et al.* verwendeten Kriging-Regressionsmodelle, um den Profilumsatz am Werkzeugende mithilfe von *Constrained Efficient Global Optimization* zu maximieren [TDB15]. Dieser Algorithmus verfeinert bei jeder Iteration das zugrundeliegende Regressionsmodell. Als Stellgrößen verwendeten sie neben v_{pul} und T_{WZ} auch geometrische Parameter von Werkzeug und Heizelementen. Es wird gezeigt, dass der höchste Umsatz bei der maximalen Anzahl an Heizzonen realisiert wird. *Safonov et al.* simulierten den Pultrusionsprozess inklusive Abkühlung nach dem Werkzeug und die resultierenden inneren Spannungen und trainierten anschließend Gauß-Regressionsmodelle

mithilfe von 168 Datenpunkten [SGS+20]. Sie nutzten den „Global Optimum Search Algorithm“ der kommerziellen Software pSeven der Firma Datadvance LLC, Russland, um v_{pul} zu maximieren. Sie zeigten, dass sich die Geschwindigkeit um 27 % steigern lässt, ohne dass Spannungsrisse auftreten. Barkanov *et al.* simulierten 30 verschiedene Prozesspunkte und fitteten anschließend polynomiale Funktionen erster, zweiter und dritter Ordnung an die Daten [BAN+21]. Sie stellten fest, dass Modelle zweiter Ordnung das beste Verhältnis aus Rechenaufwand und Abbildegenauigkeit bieten. Die Modelle wurden anschließend mithilfe der Optimierungsmethode „Nonlinear Generalized Reduced Gradient“ sowie einem evolutionären Algorithmus des Solvers in Microsoft Excel[®] genutzt, um v_{pul} zu maximieren. Sie zeigten, dass für die optimalen Prozesseinstellungen die Simulation und die Ersatzmodelle zu einem vergleichbaren Ergebnis kommen.

Nebenbedingung	Wert	Quellen
Umsatz am Werkzeugende (r_{end})	$\geq 0,65$	[SKJ03, SK04]
	$\geq 0,7$	[BAN+21]
	$\geq 0,85$	[BTH13]
	$\geq 0,9$	[LJL02, LLJ03, JLT03, CPP07, CXCZ10, TBD14, DSOS18]
	$\geq 0,95$	[CC02, SBPC12, SPCB15]
Reaktionsumsatz bei Erreichen der Säge	$\geq 0,9$	[SGS+20]
Reaktionsumsatz 1 m nach Werkzeugende	$\geq 0,95$	[BAN+21]
Standardabweichung des Umsatzes am Werkzeugende	$< 0,005$	[LLJ03]
	$< 0,01$	[SPCB15]
Umsatzdifferenz am Werkzeugende	$< 0,035$	[CXCZ10]
Maximaltemperatur im Profil (T_{max})	$\leq 150\text{ °C}$	[SKJ03, SK04]
	$\leq 160\text{ °C}$	[BAN+21]
	$\leq 200\text{ °C}$	[CC02]
	$\leq 240\text{ °C}$	[LJL02, LLJ03, JLT03, CPP07, BTH13, TBD14, TDB15, DSOS18, SGS+20]
Lage des Temperaturmaximums	im letzten Werkzeugdrittel	[Bla99]
Umsatz außen/innen am Werkzeugende	sollte gleich sein	[DLL02]
Lage des Gelpunkts ($L_{Gelpunkt}$)	am Ende des Werkzeugs	[VJK99]

Tabelle 2.2: Übersicht von in der Literatur verwendeten Optimierungsnebenbedingungen
 Table 2.2: Overview of optimization constraints used in literature

Die Ergebnisse der oben beschriebenen Optimierungsstudien hängen signifikant von der Wahl der Nebenbedingungen ab. Tabelle 2.2 gibt einen Überblick über die verwendeten Kriterien. Zudem wurden einige qualitative Aussagen aus anderen Veröffentlichungen ergänzt. Die meisten Optimierungsstudien nutzen zur Vereinfachung lediglich den Umsatz am Werkzeugende und die Maximaltemperatur als Nebenbedingung. Nur wenige Veröffentlichungen geben zudem eine maximale Umsatzdifferenz im Profilquerschnitt vor. Die spezifischen Werte werden meist ohne explizite Begründung gewählt. Weitere relevante Parameter wie die Temperaturdifferenz im Profil oder die Lage und Länge der Gelzone im Werkzeug werden nicht betrachtet. In der Folge können die so optimierten Prozesspunkte nachteilige Effekte bei nicht berücksichtigten (Qualitäts-)Kriterien aufweisen, was in dieser Arbeit durch eine ganzheitliche Betrachtung von Parametern überwunden werden soll.

2.3 Entstehung und Überwindung der Abzugskräfte

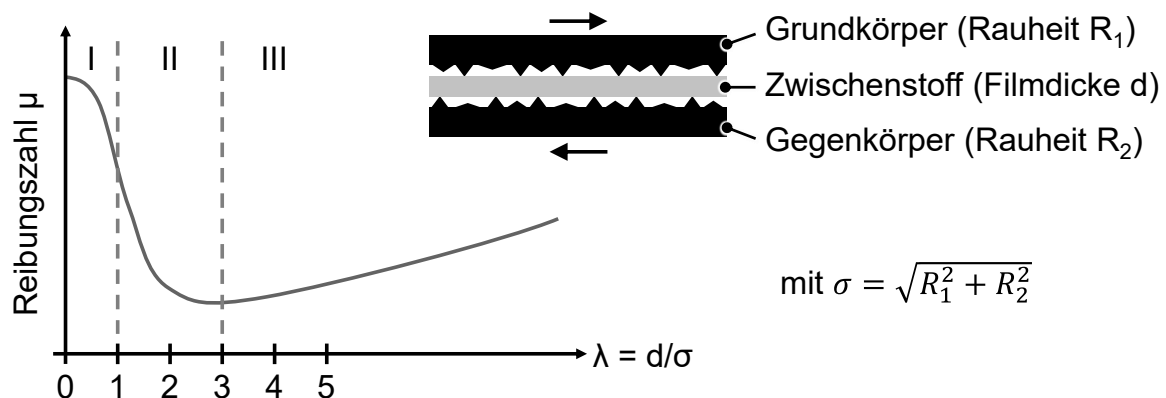
Da die Entstehung der Abzugskraft im Pultrusionsprozess auf verschiedene tribologische Phänomene zurückzuführen ist, werden zunächst Grundlagen hierzu vorgestellt (Kapitel 2.3.1). In Kapitel 2.3.2 wird auf die Entstehung und Beeinflussung der Abzugskraft eingegangen.

2.3.1 Tribologische Grundlagen

Die Tribologie beschäftigt sich als interdisziplinäre Ingenieurwissenschaft mit der Erforschung und Verminderung von Energie- und Stoffverlusten, die durch Reibung und Verschleiß in ihren Wirkflächen hervorgerufen werden [Czi15a]. Reibung und Verschleiß sind keine Materialeigenschaften, sondern eine Systemeigenschaft. Die Analyse einer tribologischen Beanspruchung bedarf daher einer gesamtheitlichen Betrachtung unter Berücksichtigung der Systemstruktur und des Beanspruchungskollektivs. Die Systemstruktur umfasst den Grund- und Gegenkörper, die sich in Relativbewegung befinden, einen potenziellen Zwischenstoff sowie das Umgebungsmedium (sog. Triboelemente). Das Beanspruchungskollektiv bezeichnet die Gesamtheit der wirkenden Kräfte, Kinematik, Relativgeschwindigkeit, Beanspruchungsdauer und Temperatur. Reibung und Verschleiß entstehen durch Dissipationseffekte in den Wirkorten der Wirkflächen. Diese sind örtlich und zeitlich stochastisch verteilte Mikrokontakte zwischen den Reibpartnern. In tribologischen Systemen muss daher die nominelle Kontaktfläche (makroskopische Betrachtung) von der signifikant kleineren realen Kontaktfläche (mikroskopische Betrachtung) unterschieden werden. Die Gesamtzahl der Mikrokontakte und damit die Größe der realen Kontaktfläche ist in etwa proportional zur Normalkraft. Die Kontaktvorgänge in den Mikrokontakten umfassen atomare und molekulare Wechselwirkungen (Adhäsion an Festkörper/Festkörper-Grenzflächen und

Physi- bzw. Chemiesorption an Festkörper/Flüssigkeit/Gas-Grenzflächen) und mechanische Wechselwirkungen. [CS15a, Czi15a, Czi15b]

Als Reibung wird der Widerstand gegenüber der Einleitung einer Relativbewegung (sog. Ruhereibung) oder der Aufrechterhaltung einer Relativbewegung (sog. Bewegungsreibung) bezeichnet. Die Reibung kann durch unterschiedliche Messgrößen quantifiziert werden. Elementar sind die Reibungskraft F_R , die Normalkraft F_N und die Reibungszahl μ ($= F_R/F_N$). Gemäß der sogenannten Stribeckkurve können verschiedene Reibungszustände voneinander abgegrenzt werden (Bild 2.5). Die Kurve zeigt schematisch die Reibungszahl μ in Abhängigkeit von dem Verhältnis $\lambda = d/\sigma$ aus der Filmdicke d des Zwischenstoffs und der mittleren Rauheit σ der Reibkörper [Czi15c]. Beim unmittelbaren Kontakt zweier Körper ohne Zwischenstoff ($\lambda = 0$) herrscht Festkörperreibung mit einer hohen Reibungszahl. Bei sehr kleinen Filmdicken im Vergleich zur Rauheit ($\lambda < 1$) wird von Grenzreibung gesprochen. Nimmt die Filmdicke im Vergleich zur Rauheit weiter zu ($1 < \lambda < 3$), liegt Mischreibung vor. In diesem Zustand koexistieren Festkörperreibung und Flüssigkeitsreibung. Im Bereich der Grenz- und Mischreibung nimmt die Reibungszahl ab. Bei großen Filmdicken ($\lambda > 3$) herrscht schließlich Flüssigkeitsreibung. Die Reibungszahl hängt hier in erster Linie vom Scherzustand im Zwischenmedium ab und ist proportional zur Relativgeschwindigkeit und zur Viskosität des Zwischenmediums.



Bereich	-	I	II	III
Reibungsart	Festkörper- reibung	Grenz- reibung	Misch- reibung	Flüssigkeits- reibung
λ	0	$0 < \lambda < 1$	$1 \leq \lambda < 3$	$\lambda \geq 3$
μ	$> 0,1$	0,01 - 0,2	0,01 - 0,1	0,001 - 0,01
Wirkungsgrad [%]	$\approx 5 - 40$	$\approx 60 - 70$	$\approx 70 - 90$	$\approx 90 - 98$

Bild 2.5: Stribeckkurve und Reibungszustände [Czi15c]

Fig. 2.5: Stribeck curve and states of friction [Czi15c]

Die Reibungskraft entsteht durch bewegungshemmende, energiedissipierende Elementarprozesse (Reibungsmechanismen) in den zeitlich und örtlich stochastisch verteilten Mikrokontakten. Es werden vier Arten von Reibungsmechanismen unterschieden [Czi15c]:

Adhäsion und Scheren: Bildung und Zerstörung von Adhäsionsbindungen in der realen Kontaktfläche. Ursache der Adhäsion sind atomare Wechselwirkungskräfte zwischen den Reibkörpern. Die Stärke der Adhäsionskräfte hängt neben der chemischen Zusammensetzung der Reibkörper auch vom Aufbau der technischen Oberfläche, ihrer Mikrostruktur, dem Zwischenstoff sowie dem Umgebungsmedium ab. Bei Festkörpergleitreibung in Normalatmosphäre und bei mittleren Belastungen wird der Beitrag zu $\mu_{\text{Adhäsion}} \approx 0,1$ bis $0,6$ abgeschätzt.

Plastische Deformation: Energieverluste bei der plastischen Kontaktdeformation der sich berührenden Mikrostrukturen. Die erforderliche Kraft hängt signifikant von den lokalen Werkstoffkennwerten der Mikrokontakte ab. Bei der Festkörperreibung ist die plastische Deformation vor allem für die Größe der Haftreibung relevant, während bei der Gleitreibung der Effekt durch „Einebnen“ der Oberfläche tendenziell abnimmt. Der Beitrag zur Gesamtreibung wird mit $\mu_{\text{Deformation}} \approx 0,4$ bis $0,75$ abgeschätzt.

Furchung: Eindringen der Oberflächenrauheitshügel des härteren Körpers in den weicheren Gegenkörper. Der dabei hervorgerufene Widerstand hängt unter anderem von der Oberflächenstruktur und den Materialeigenschaften, wie der Bruchzähigkeit, ab. Je weicher der Gegenkörper ist, desto geringer fällt der Effekt der Furchung aus. Der Anteil wird bei Gleitreibung zu $\mu_{\text{Furchung}} < 0,4$ abgeschätzt.

Elastische Hysterese und Dämpfung: elastische Deformation von Unebenheiten, wobei durch Spannungsrelaxation die wiedergewonnene Leistung kleiner als die aufgebrachte Leistung ist. Dieser Mechanismus ist vor allem für Rollreibung relevant.

Bei realen technischen Reibvorgängen überlagern sich die oben beschriebenen Mechanismen, wobei der jeweilige Anteil neben dem Reibungszustand von nicht-erfassbaren, zufälligen zeitlichen und örtlichen Streuungen abhängt. Dieses Verhalten kann zusätzlich von sogenannten Stick-slip-Vorgängen überlagert werden. Dieses „Ruckgleiten“ entsteht durch die Anbindung der Gleitpartner an die Umgebung durch schwingungsfähige Systeme und tritt insbesondere dann auf, wenn die statische Reibungszahl größer als die dynamische Reibungszahl ist.

Reibung und Verschleiß sind als komplexe, dissipative, nicht-lineare, dynamisch-stochastische Vorgänge in zeitlich und örtlich verteilten Mikrokontakten nur begrenzt durch theoretische Modelle und Simulationen vorherzusagen. Daher nimmt die tribologische Mess- und Prüftechnik, kurz Tribometrie, eine wichtige Rolle in der anwendungsnahen Charakterisierung

von tribologischen Systemen ein. Die tribologische Prüftechnik lässt sich je nach Anwendungsnähe in sechs Kategorien einteilen (Bild 2.6) [CS15b]. In den Kategorien I–III bleibt die Systemstruktur des Anwendungsfalls erhalten, aber das Beanspruchungskollektiv wird zunehmend vereinfacht. Ab Kategorie IV wird auch die Systemstruktur verändert, um den zu untersuchenden Tribokontakt messtechnisch besser zugänglich zu machen, Prüfzeiten zu verkürzen und Prüfkosten zu senken. Da damit eine geringere Übertragbarkeit auf den realen Anwendungsfall einhergeht, eignen sich die Prüfkategorien V und VI nur für die Vorauswahl von Werk- und Schmierstoffen. Die hierfür entwickelte Laborprüftechnik, sogenannte Tribometer, orientiert sich bei der Auswahl der Geometrie der Prüfkongfiguration, der gewählten Materialien und dem Beanspruchungskollektiv an Grundformen technischer Kontaktgeometrien sowie dem zugrundeliegenden Anwendungsfall. Insbesondere das Beanspruchungskollektiv sollte vollständig definiert, überwacht und geregelt werden. Als Ergebnis werden eine oder mehrere tribologische Messgrößen (beispielsweise die Reibungskraft) als Funktion der Zeit und/oder einer weiteren unabhängigen Variablen, z. B. einem Parameter der Systemstruktur (zum Beispiel Oberflächenbeschichtung), ausgewertet. Aufgrund der stochastischen Natur der vielfältigen tribologischen Mechanismen ist eine gewisse Streuung der Messwerte zu erwarten. Belastbare Ergebnisse erfordern daher eine sorgfältige statistische Versuchsplanung und -auswertung sowie Qualitätsmanagement, beispielsweise durch die Durchführung einer Messsystemanalyse [CS15b].

Kategorie	Mess- und Prüftechnik	
I	Betriebsversuch	Originale Systemstruktur und vereinfachte Beanspruchung
II	Prüfstandversuch	
III	Aggregatversuch	
IV	Bauteilversuch	
V	Probekörperversuch	Modellstruktur und einfache Beanspruchung
VI	Modellversuch	

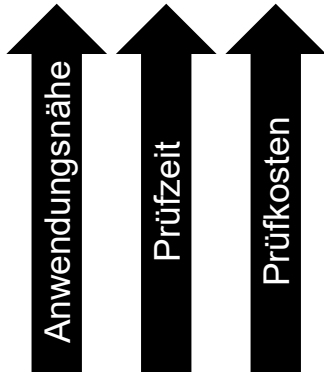


Bild 2.6: Kategorisierung tribologischer Prüftechnik [CS15b]

Fig. 2.6: Categorization of tribological testing technology [CS15b]

Die resultierende Reibungskraft in tribologischen Prozessen hängt signifikant von der (Oberflächen-)Beschaffenheit der Reibkörper ab. Insbesondere die chemische Zusammensetzung, die Oberflächenenergie, die Gitterstruktur, die Textur und die Rauheit beeinflussen die Adhäsion und die resultierende Reibungszahl [HF15]. Oberflächenmodifikationen, beispielsweise Beschichtungen, stellen ein einfaches technisches

Mittel zur Beeinflussung der Reibung dar, ohne dass auf die Vorteile des Grundwerkstoffs des tribotechnischen Bauteils verzichtet werden muss.

Zur Untersuchung des Einflusses der oben genannten Oberflächeneigenschaften auf das tribologische Verhalten müssen die betreffenden Oberflächen mit verschiedenen Methoden detailliert charakterisiert werden [CS15b]. Zur Analyse der chemischen Zusammensetzung eignen sich oberflächenanalytische Verfahren wie die Elektronenspektrometrie. Die Oberflächen- bzw. Grenzflächenenergie als indirektes Maß für die wirkenden Adhäsionskräfte zwischen einem Festkörper und einer Flüssigkeit kann mittels Kontaktwinkelmessungen bestimmt werden [AGK+09, Bob13]. Die Textur der Oberfläche kann mithilfe von Licht- oder Elektronenmikroskopie analysiert werden. Zur Bestimmung der Oberflächenrauheit wird die Tastschnitttechnik, Lichtschnitt- oder Interferenzmikroskopie eingesetzt [CS15b].

Aufgrund der Komplexität tribologischer Vorgänge kann eine pauschale Einschätzung der Wirksamkeit einer spezifischen Beschichtung für einen konkreten Anwendungsfall nicht ohne weiteres getroffen werden. Tribologische Laborprüftechnik bietet die Möglichkeit, eine Vorauswahl von potenziell geeigneten Beschichtungen zu treffen. Bislang wurden keine Untersuchungen veröffentlicht, die sich mit dem Einfluss von Oberflächenbeschichtungen eines Pultrusionswerkzeugs auf die resultierende Abzugskraft beschäftigen. *Blaurock* untersuchte einen Pultrusionsprozess mit Phenolharz und charakterisierte in diesem Zusammenhang verschiedene Beschichtungen im Hinblick auf ihre Verschleißfestigkeit [Bla99]. Mithilfe eines eigens entwickelten Reibversuchsstands wird gezeigt, dass eine keramische Chromoxidschicht eine signifikant höhere Standzeit im Vergleich zu Hartchromschichten aufweist. Der Reibwiderstand wurde nicht erfasst. In verschiedenen diskontinuierlichen PUR-Verarbeitungsverfahren kommen Oberflächenbeschichtungen zur Reduzierung der Entformungskräfte oder Steigerung der Standzeit zum Einsatz. *Hopmann et al.* zeigten, dass mithilfe einer plasmapolymerten Werkzeugbeschichtung die trennmittelfreie Entformung von PUR-Formteilen über mehrere Entformungszyklen stabil gewährleistet werden kann [HPHV14]. *Homuth et al.* wiesen nach, dass eine sogenannte Sol-Gel-TEG-Beschichtung die Adhäsionskraft bei der Entformung eines Polyurethanschaums herabsetzen kann [HTB+16]. Auch die Anhaftung von thermoplastischem Polyurethan in einem Formwerkzeug lässt sich durch eine CrN-basierte Multilagenschicht verringern [NN19a].

2.3.2 Entstehung und Modellierung der Abzugskraft im Pultrusionsprozess

Das wesentliche Auslegungs- und Auswahlkriterium für eine Pultrusionsanlage ist die maximale Abzugskraft, die sie aufbringen kann [SS00]. Die quantitative Abschätzung der Abzugskraft hat daher in der industriellen Anwendung besondere Bedeutung. Darüber hinaus dient der Verlauf der Abzugskraft als wichtiger Indikator für die Prozessstabilität [Sum12]. Im

Folgenden wird beschrieben, aus welchen Komponenten sich die Abzugskraft im Pultrusionsprozess laut dem Stand der Technik zusammensetzt, wie sie sich modellhaft beschreiben lässt und von welchen Einflussgrößen sie abhängt. Dabei wird insbesondere auf den Einfluss der Pultrusionsgeschwindigkeit eingegangen. Im Anschluss werden die wichtigsten experimentellen Untersuchungen zur Charakterisierung der Abzugskraft sowie von relevanten Parametern wie der Reibungszahl vorgestellt.

2.3.2.1 Komponenten der Abzugskraft und ihre Modellierung

Gemeinhin wird angenommen, dass sich die gesamte Abzugskraft aus den vier Teilkomponenten Kollimationskraft, Kompaktierungskraft, viskose Widerstandskraft und Reibungskraft zusammensetzt [Bar15, SCA18]. Sie entstehen in verschiedenen Bereichen der Pultrusionsanlage sowie innerhalb des Pultrusionswerkzeugs.

Die *Kollimationskraft* beinhaltet alle Widerstände, die vor dem Pultrusionswerkzeug bzw. der Injektionsbox zu überwinden sind (z. B. Reibung der Fasern in den Führungsplatten und/oder im Tränkbild). Diese Kraftkomponente wird in der Modellierung üblicherweise vernachlässigt, da sie im Vergleich zu den anderen Komponenten klein ist [SCA18].

Die *Kompaktierungskraft* F_K entsteht im Einlaufbereich des Pultrusionswerkzeugs bzw. in der Injektionsbox aufgrund des hydrodynamischen Drucks p infolge der Querschnittsänderung. Der Druck bewirkt eine Kraft senkrecht zur (schrägen) Oberfläche A_1 . Der relevante axiale Kraftanteil wird über den Öffnungswinkel α bestimmt [CBHP13, KHJL97, MKK99, SKJ06]:

$$F_K = \iint_{A_1} p(x) \cdot \sin \alpha(x) dA_1 \quad (Gl. 2.21)$$

x entspricht der Pultrusionsrichtung. Zur Bestimmung des Druckverlaufs müssen analytische oder numerische Lösungen der entsprechenden Strömungsgleichungen verwendet werden (Kapitel 2.1.2). *Blaurock* [Bla99] und *Li et al.* [LXD+03b] berücksichtigten neben dem Druck des Harzes auch die Kompaktierungskraft der komprimierten Fasern auf die Oberfläche. Für Pultrusionswerkzeuge mit einem kurzen Einlaufbereich ist die Kompaktierungskraft in der Regel vergleichsweise klein [BCH+14, CBHP13, TERC20], für Injektionsboxen sollte sie jedoch nicht vernachlässigt werden [LXD+03b].

Die *viskose Widerstandskraft* F_V entsteht in der Flüssigzone des Pultrusionswerkzeugs aufgrund der Scherung des Reaktionsharzes zwischen dem stillstehenden Werkzeug und dem bewegten Faserstrang. Sie wird üblicherweise auf Basis einer ebenen, laminaren *Couette*-Strömung modelliert [BCH+14, CBHP13, MKK99, MRKV96, SCA18]:

$$F_V = \frac{v_{pul}}{\lambda} \iint_{A_2} \eta(x) dA_2 \quad (Gl. 2.22)$$

F_V hängt neben der (lokalen) Viskosität des Harzes von der Pultrusionsgeschwindigkeit sowie der Dicke λ der Randschicht ab. In der Regel wird angenommen, dass sich die relevante Kontaktfläche A_2 bis zum Gelpunkt erstreckt. Die Annahme von Wandgleiten hat nur einen geringen Einfluss auf das resultierende Geschwindigkeitsprofil [GRV94]. Bezüglich der Dicke der gescherten Randschicht λ werden teils signifikant unterschiedliche Annahmen getroffen. Sie wird oft in Abhängigkeit vom Faservolumengehalt, vom Filamentdurchmesser sowie von der angenommenen Packungsart (quadratisch, hexagonal) berechnet [SCA18]. Andere Untersuchungen bestimmten λ auf Basis eines effektiven Filamentabstands [YL08] oder der axialen Permeabilität [MKK99]. Folglich werden Werte zwischen 1 und 10 μm [Bla99, BM93], aber auch bis zu 200–300 μm [GRV94] verwendet.

Die *Reibkraft* entsteht ab dem Gelpunkt in der Kontaktfläche A_3 zwischen Profil und Werkzeug. Sie wird von dem Kontaktdruck p_N sowie der Reibungszahl μ bestimmt [BCH+14, Bla99, CBHP13, Din01, LXD+03b, MRKV96]:

$$F_V = \iint_{A_3} p_N(x) \cdot \mu(x) dA_3 \quad (Gl. 2.23)$$

Der Kontaktdruck p_N entsteht aufgrund der thermischen Expansion des Profils. *Li et al.* berücksichtigten darüber hinaus auch die Reaktionskraft der komprimierten Fasern [LXD+03b]. *Lu et al.* modellierten zudem Kriechen des Profils in der Gelzone aufgrund der eingefrorenen Faserspannungen [LYM+04]. *Kim et al.* [KHJL97] argumentierten, dass sich das Reaktionsharz in der Randschicht mit einer geringeren Geschwindigkeit bewegt (vgl. viskose Widerstandskraft) und dort der Reaktionsumsatz somit früher im Werkzeug ansteigt. Den Autoren zufolge sollte daher bei der Bestimmung des Kontaktdrucks ein *Shield*-Faktor berücksichtigt werden, der mit zunehmendem Umsatz in der Randschicht den Druck aufgrund der thermischen Expansion reduziert. Der Faktor wird als Fit-Parameter zur Anpassung des Modells an Messungen verwendet. *Li et al.* [LXD+03b] und *Kim et al.* [KHJL97] gingen davon aus, dass die viskose Widerstandskraft im Vergleich zur Reibkraft vergleichsweise klein ist und vernachlässigt werden kann. *Li et al.* verwendeten in der Flüssigzone stattdessen eine umsatzabhängige, effektive Reibungszahl. *Kim et al.* modellierten die Reibkraft in der Flüssigzone auf Basis des Harzanteils, der bereits den Gelumsatz erreicht hat. Die oben beschriebene Expansion des Profils wird mit zunehmender Aushärtung von der chemischen Schwindung kompensiert. Sobald die Schwindung die Expansion übersteigt, ist der Ablösepunkt des Profils vom Werkzeug erreicht und es tritt keine Reibung mehr auf. Bei

Profilen mit Hohlkammern kann die Schwindung jedoch zu einer stark steigenden Reibkraft führen, wenn das Profil auf den Werkzeugkern aufschumpft.

2.3.2.2 Reibungszahl zwischen Pultrusionswerkzeug und Profil

Bei der Modellierung der Reibkraft kommt der Reibungszahl entscheidende Bedeutung zu. Einige Autoren nutzen die Reibungszahl als Fitparameter [MRKV96, MRLV96]. In weiteren Veröffentlichungen werden ohne weitere Begründung konstante Werte angenommen (siehe Tabelle 2.3). *Batch* [Bat89] modellierte die Reibungszahl für $r > r_{\text{gel}}$ in Abhängigkeit des Reaktionsumsatzes r und des Faservolumengehalts φ [LXD+03a]:

$$\mu = \mu_{\text{GF}} \cdot \varphi + [\mu_0(1 - r) + \mu_c \cdot r] \cdot (1 - \varphi) \quad (\text{Gl. 2.24})$$

Hierin sind μ_{GF} , μ_0 und μ_c die Reibungszahlen von Glasfasern, Harz unmittelbar nach der Gelierung sowie Harz für hohe Reaktionsumsätze (siehe Tabelle 2.3). Für die Flüssigzone ist nur der erste Term relevant. Mit den Parametern von *Batch* wird eine sinkende Reibungszahl mit zunehmendem Umsatz modelliert (Bild 2.7).

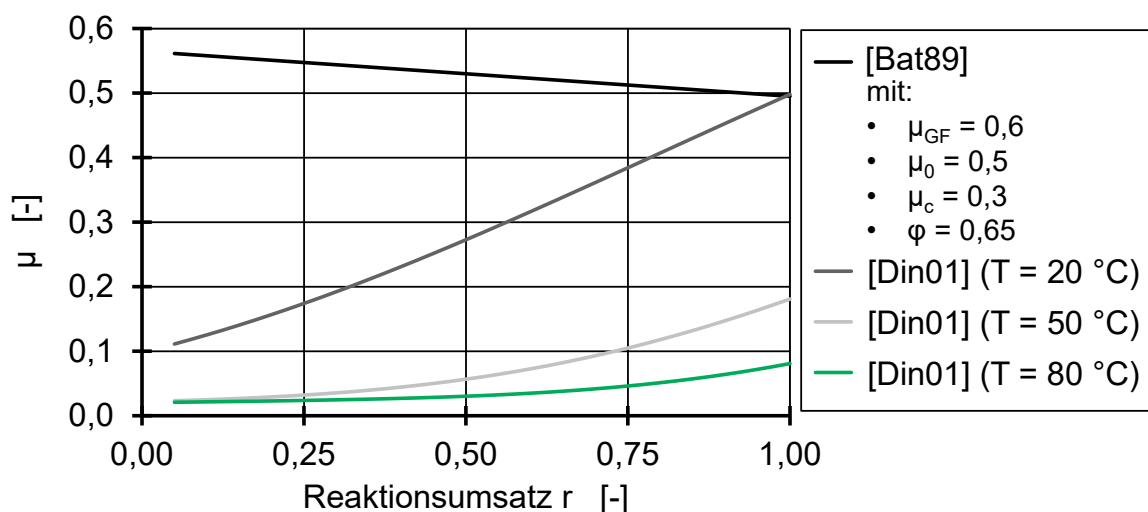


Bild 2.7: Reibungszahl μ in Abhängigkeit von Reaktionsumsatz und Temperatur

Fig. 2.7: Coefficient of friction μ depending on degree of cure and temperature

Bislang ist lediglich eine Veröffentlichung zur experimentellen Bestimmung von Reibungszahlen im Pultrusionsprozess bekannt. In ihr bestimmte *Ding* die benötigte Kraft, um ein Stahlblech aus einer mit imprägnierten Fasern gefüllten Form zu ziehen [Din01]. Zum Einsatz kamen Wirrglasfasermatten, die mit einem Oberflächentextil (engl. *surface veil*) ummantelt waren. Über den bekannten Faservolumengehalt und ein Modell zur Faserkompaktierung konnte die Normalkraft abgeschätzt werden. Als Harz wurde ein Vinylester-System verwendet, bei dem sich mithilfe der Initiator-Menge gezielt der Reaktionsumsatz zwischen 26 und 44 % einstellen ließ. Zusätzlich konnte die Form beheizt

werden, um den Temperatureinfluss zu untersuchen. Die ermittelten Reibungszahlen sinken unabhängig vom Umsatz signifikant mit zunehmender Temperatur. Für geringe Temperaturen führt ein höherer Umsatz zu einer höheren Reibungszahl (siehe Bild 2.7). Tabelle 2.3 gibt einen Überblick über verwendete Reibungszahlen für verschiedene Materialkombinationen (GF: Glasfasern; CF: Kohlenstofffasern).

Ding [Din01] sowie *Li et al.* [LXD+03a] nutzten empirische exponentielle Modelle, um die Temperatur- und Umsatzabhängigkeit der von *Ding* gemessenen Reibungszahlen im gemessenen Umsatzbereich zu beschreiben. Bild 2.7 zeigt die Reibungszahl in Abhängigkeit vom Reaktionsumsatz für die Modelle von *Batch* und *Ding*.

Quelle	Materialkombination (Stahl zu...)	μ [-]	Kommentar
[Bat89]	GF	0,6	(= μ_{GF})
[Bat89]	UP	0,5	direkt nach der Gelierung (μ_0)
[Bat89]	UP	0,3	für hohe Reaktionsumsätze (μ_c)
[MRKV96]	GF	0,5–0,7	
[Din01]/[LXD+03a]	GF	0,5	gemessen
[Bla99]	GF	0,1	
[MRKV96]	UP	0,19	
[MRKV96]	UP/GF	0,14–0,3	Fit-Parameter abhängig von v_{pul}
[MRLV96]	EP/GF/CF/Kevlar	0,13	Fit-Parameter
[KHJL97]	EP/GF & VE/GF	0,3	
[Bla99]	UP/GF	0,1	
[Li01]	VE/GF	0,1	Für $r = 0$
[Li01]	UP/GF	1,2	„Gelförmiges Harz“
[Din01]/[LXD+03a]	VE/GF (inkl. Oberflächentextil)	0,1	Für $r = 0$
[Din01]/[LXD+03a]	VE/GF (inkl. Oberflächentextil)	0,05–0,3	gemessen je nach T und r im gelförmigen Zustand
[YL08]	Phenol (geschäumt)/ GF	0,6	zwischen Gelpunkt und Wendepunkt des Umsatzverlaufs
[YL08]	Phenol (geschäumt)/ GF	0,25	nach Wendepunkt des Umsatzverlaufs
[CBHP13]	EP/CF	0,25	

Tabelle 2.3: Überblick zu verwendeten Reibungszahlen in verschiedenen Veröffentlichungen
Table 2.3: Overview of coefficients of friction used in various publications

2.3.2.3 Abhängigkeit der Abzugskraft von den Prozessparametern

Zusammensetzung und Höhe der Abzugskraft hängen unter anderem von der Art der Fasertränkung, der Dimensionierung des Einlaufbereichs des Pultrusionswerkzeugs bzw. der Injektionsbox, dem Viskositätsverlauf des Harzes, der Dicke der gescherten Schicht, dem Gelumsatz, der Länge der einzelnen Reaktionszonen im Werkzeug, der Reibungszahl zwischen Profil und Werkzeug sowie der thermischen Ausdehnung und chemischen Schwindung des Materials im Prozess ab. Dementsprechend kommen unterschiedliche Studien zur Abzugskraft im Pultrusionsprozess zu verschiedenen Einschätzungen, welche der Komponenten im betrachteten Prozesspunkt maßgeblich zur Gesamtkraft beitragen und wie sie sich in Abhängigkeit von verschiedenen Parametern ändert.

Wie oben beschrieben, ist die Kompaktierungskraft im konventionellen Pultrusionsprozess in der Regel vernachlässigbar klein, sollte bei der Verwendung einer Injektionsbox jedoch berücksichtigt werden. In weiteren Veröffentlichungen wird auch für die viskose Widerstandskraft nur ein geringer Beitrag zur gesamten Abzugskraft ermittelt [Din01, KHJL97, MRKV96]. *Carlone et al.* hingegen modellierten für den von ihnen betrachteten Prozesspunkt den Anteil der viskosen Widerstandskraft an der Gesamtkraft zu 62 % [CBHP13]. Auch *Tucci et al.* identifizierten die viskose Widerstandskraft als wichtigsten Bestandteil der Gesamtkraft [TERC20]. *Li et al.* kombinierten ihr Modell für die Umsatz- und Temperaturabhängigkeit der Reibungszahl (siehe Kapitel 2.3.2.2) mit einer thermo-chemischen Prozessanalyse und ermittelten den Verlauf der resultierenden lokalen Widerstandsspannung im Werkzeug [LXD+03b]. Ihrem Modell zufolge sinkt die anfänglich relativ hohe Reibungszahl zunächst aufgrund der Temperaturerhöhung des Harzes und steigt dann in der Mitte des Werkzeugs in Folge der Vernetzung wieder an, erreicht bis zum Ablösepunkt jedoch nicht mehr den Maximalwert. Gleichzeitig steigt allerdings die Normalkraft zwischen Profil und Werkzeug, weshalb die Widerstandsspannung in der Gelzone den höchsten Wert aufweist.

Blaurock modellierte eine überproportionale Zunahme der Abzugskraft mit steigendem Faservolumengehalt und verifizierte dies experimentell [Bla99]. *Li* bestätigte diesen Zusammenhang und zeigte darüber hinaus exemplarisch, dass das verwendete Harzsystem einen Einfluss auf die Abzugskraft hat [Li01]. *Baran et al.* zeigten, dass die Abzugskraft überproportional mit dem Durchmesser eines Rundstabprofils zunimmt, weil sich die Kontaktfläche vergrößert und der Ablösepunkt Richtung Werkzeugende verschoben wird [BCH+14]. *Moschiar et al.* modellierten eine höhere Abzugskraft, wenn Kohlenstofffasern anstelle von Glasfasern verwendet werden [MRLV96]. *Kim et al.* ermittelten eine Abnahme der Abzugskraft mit steigenden Werkzeugtemperaturen, weil der Ablösepunkt früher im Werkzeug erreicht wird [KHJL97].

In der zu Grunde liegenden Literatur besteht weitestgehende Einigkeit bei der Bewertung des Einflusses der Pultrusionsgeschwindigkeit. Eine höhere Pultrusionsgeschwindigkeit führt zu einem größeren Druck im Einlaufbereich bzw. in der Injektionsbox. Zudem führt eine höhere Schergeschwindigkeit zu einer proportionalen Zunahme der viskosen Widerstandskraft. Darüber hinaus wird das Temperatur- und Umsatzprofil in Pultrusionsrichtung gestreckt, was zu einer Zunahme der Längen der einzelnen Werkzeugzonen und einer Verschiebung des Ablösepunkts Richtung Werkzeugende führt [AB00, GRV94, TERC20]. In der Folge steigt die Abzugskraft annähernd linear mit zunehmender Pultrusionsgeschwindigkeit [LXD+03b, MKK99, MRLV96]. Dies wurde auch experimentell bestätigt [Bla99, KHJL97, TERC20]. *Price & Cupschalk* sowie *Lackey & Vaughan* zeigten in ihren Experimenten, dass darüber hinaus auch komplexe Wechselwirkungen, insbesondere mit den Werkzeugtemperaturen, zu einem nicht-linearen Verhalten führen können [LV94, PC84].

2.3.2.4 Experimentelle Untersuchungen

Bislang wurden nur wenige experimentelle Studien zur Entstehung und zu Einflussgrößen der Abzugskraft vorgestellt. *Price & Cupschalk* bewegten ein Pultrusionswerkzeug im Labormaßstab relativ zu feststehenden Prepreg-Streifen (EP/CF) und maßen die hierfür benötigte Kraft [PC84]. Sie zeigten, dass sich abhängig von der Temperatur, der Geschwindigkeit sowie der Anzahl der Prepreg-Streifen ein komplexer Kraftverlauf ergibt. *Lackey & Vaughan* variierten im Pultrusionsprozess mit EP den Fasergehalt, v_{pul} , die Werkzeugtemperaturen sowie das verwendete EP-System und beschrieben die resultierende Abzugskraft mithilfe einer *Response-Surface*-Regression zweiter Ordnung [LV94]. Sie demonstrierten, dass neben dem Einfluss einzelner Variablen auch Interaktionsterme eine signifikante Rolle spielen. *Blaurock* ermittelte in umfangreichen Pultrusionsversuchen mit UP/GF die Abzugskraft in Abhängigkeit des Faservolumengehalts und der Pultrusionsgeschwindigkeit [Bla99]. Neben der weiter oben beschriebenen Ermittlung der Reibungszahlen führten *Li et al.* weitere experimentelle Untersuchungen zur Entstehung der Abzugskraft durch [LXD+03a]. Sie bestimmten die Änderung des Kraftsignals in Abhängigkeit von einer lokalen Änderung des Fasergehalts, indem sie dem Prozess zusätzliche Glasfasermatten definierter Länge zuführten. Demnach steigt die Abzugskraft, wenn sich die zusätzliche Matte in der Flüssig- und Gelzone befindet, und sinkt dann wieder auf das ursprüngliche Niveau, obwohl die Matte das Werkzeug noch nicht verlassen hat. Sie schlossen aus den Ergebnissen, dass die Festzone für die Entstehung der Abzugskraft aufgrund der Schwindung nur eine untergeordnete Rolle spielt. Dies bestätigten sie durch die Verwendung unterschiedlich langer Pultrusionswerkzeuge, die alle zum selben Kraftniveau führten. *Smith et al.* zogen den gleichen Abschnitt eines EP/CF-Flachprofils mehrfach durch ein beheiztes Pultrusionswerkzeug [SJL+04]. Sie stellten fest, dass während der ersten drei

Wiederholungen die benötigte Kraft kontinuierlich auf 30 % der ursprünglichen Kraft sank, was mit einer Zunahme des Aushärtegrads korrelierte. Demnach führt die Reaktionsschwindung zu einer Abnahme der Reibkraft. *Tucci et al.* durchtrennten im laufenden Prozess die Fasern vor der Injektionsbox und ermittelten aus der konsekutiven Abnahme des Kraftsignals die für die Abzugskraft maßgeblichen Werkzeugregionen [TERC20]. Sie stellten fest, dass der Werkzeugbeginn sowie die Gelzone hauptsächlich für die resultierende Abzugskraft sind und Festkörperreibung nur einen geringen Anteil ausmacht. *Selvarayan et al.* entwickelten einen Prüfstand zu Bestimmung der Einflussgrößen auf die Abzugskraft [SMG19] und meldeten diesen auch zum Patent an [NN18a]. Im Prüfstand wird ein Faser-Harz-Strang auf einen Dorn gewickelt, der anschließend während der Messung in einer beheizten Form rotiert. Als Ersatzgröße für die Abzugskraft im Pultrusionsprozess dient das ausgeübte Drehmoment auf die äußere Form, das sich in Abhängigkeit des Harzzustands kontinuierlich ändert. Im flüssigen Zustand wird ein vergleichsweise geringes Drehmoment gemessen, das erst mit der Gelierung des Harzes stark ansteigt. Nach dem Maximum ergibt sich im Bereich der Festkörperreibung je nach Trennmittelgehalt ein fallender oder gar steigender Verlauf. Aus einer Integration des Drehmoments wird die zu erwartende Abzugskraft im Pultrusionsprozess abgeschätzt [SMG19]. Die Werte stimmen für einen Faservolumengehalt (FVG) von 61 % gut mit gemessenen Kraftwerten aus dem Pultrusionsprozess überein [SMG19, SMG21]. Für $\varphi = 56\%$ wird mit dem Prüfstand jedoch ein deutlich geringerer Kraftwert vorhergesagt [SMG21]. Die Autoren nutzten den Prüfstand in der Folge, um den Einfluss des Trennmittelgehalts, der Werkzeugtemperatur, der Relativgeschwindigkeit sowie des Fasergehalts zu untersuchen [SMG21]. Ein geringerer Trennmittelgehalt führt zu einer höheren Abzugskraft. Die Differenz ist bei höheren Werkzeugtemperaturen weniger stark ausgeprägt, weil für eine höhere Temperatur generell eine geringere Abzugskraft bestimmt wird. Der Einfluss von v_{pul} ist komplex. Bei einem hohen Trennmittelgehalt sowie einer größeren Werkzeugtemperatur führt eine Steigerung der Geschwindigkeit zu einer größeren Relativkraft. Wird jedoch der Trennmittelgehalt oder die Temperatur gesenkt, nimmt die Abzugskraft mit steigendem v_{pul} ab.

Bislang wurde keine Untersuchung zum Einfluss der Zusammensetzung und Beschaffenheit der Werkzeugoberfläche auf die resultierende Abzugskraft im Pultrusionsprozess vorgestellt.

3 PROBLEMSTELLUNG UND ZIELSETZUNG

3.1 Problemstellung und Forschungsfragen

In Kapitel 1 wird herausgearbeitet, dass die Prozessschritte *Imprägnierung der Verstärkungsfasern mit dem Reaktionsharz*, *Formgebung und Aushärtung des Reaktionsharzes* sowie *kontinuierliche Förderung und Überwindung der Abzugskräfte* potenziell limitierend für die Produktionsgeschwindigkeit des Pultrusionsprozesses sind, die im Hinblick auf die Produktionseffizienz gesteigert werden soll. Im Folgenden werden auf Basis des Stands der Technik zunächst jeweils die Herausforderungen bei einer Steigerung der Produktionsgeschwindigkeit zusammengefasst und die abgeleiteten Forschungsfragen vorgestellt. Im nachfolgenden Unterkapitel werden die in dieser Arbeit verfolgten Zielsetzungen und Lösungswege skizziert.

Imprägnierung der Verstärkungsfasern mit dem Reaktionsharz

Wird die Produktionsgeschwindigkeit gesteigert, sinkt die zur Verfügung stehende Zeit zur Erzielung einer vollständigen (Mikro-)Imprägnierung der Fasern. Gleichzeitig führt die Erhöhung von v_{pul} zu einer Steigerung des resultierenden hydrodynamischen Drucks in der Injektionsbox, was die Imprägnierung tendenziell beschleunigt. Darüber hinaus kann der resultierende Druck unabhängig von der Produktionsgeschwindigkeit durch eine Änderung der Injektionsboxgeometrie beeinflusst werden. Bislang ist jedoch unbekannt, wie sich die Imprägnier- bzw. Bauteilqualität in Abhängigkeit vom Druck in der Injektionsbox bzw. der zugrundeliegenden Kombination aus Injektionsboxgeometrie und Produktionsgeschwindigkeit verändert.

Forschungsfrage (1): wie muss die Injektionsboxgeometrie gestaltet sein, um auch bei hohen Produktionsgeschwindigkeiten einen ausreichend hohen Druck zur Erzielung einer guten Imprägnierqualität zu gewährleisten?

Formgebung und Aushärtung des Reaktionsharzes

Bei der Aushärtung des Harzsystems im Pultrusionswerkzeug führt eine Steigerung von v_{pul} bei konstanter Werkzeuglänge zu einer Verkürzung der effektiven Heizzeit. In der Folge sinkt beispielsweise der mittlere Reaktionsumsatz im Profil am Werkzeugende. Dies kann zumindest teilweise durch eine Anhebung der Werkzeugtemperaturen kompensiert werden, was sich nachteilig auf weitere Qualitätsparameter wie die Umsatz- oder Temperaturdifferenz innerhalb des Profils auswirken kann. Im Prozessfenster aus Pultrusionsgeschwindigkeit und Werkzeugtemperaturen muss daher eine optimale Parameterkombination identifiziert werden, die die Produktivität unter Einhaltung der vorgegebenen Profilqualität maximiert. Bislang verwendeten nur wenige Optimierungsstudien die Pultrusionsgeschwindigkeit als Zielgröße.

Hierbei wurden jeweils nur wenige Nebenbedingungen spezifiziert, sodass eine ganzheitliche Betrachtung der Profil- und Prozessqualität nicht erfolgte. Zudem wurden Schwellenwerte für die Nebenbedingungen willkürlich ohne vertiefte Diskussion gewählt.

Forschungsfrage (2): mit welcher Systematik lassen sich die optimalen Werkzeugtemperaturen zur Maximierung der Produktionsgeschwindigkeit unter einer möglichst ganzheitlichen Berücksichtigung von profil- und prozessspezifischen Qualitätsparametern identifizieren und welche Heizstrategie folgt aus der Optimierung?

Kontinuierliche Förderung und Überwindung der Abzugskräfte

Die Abzugskraft im Pultrusionsprozess steigt mit der Produktionsgeschwindigkeit. Dies kann bei hohen Geschwindigkeiten zu einer Beeinträchtigung der Prozessstabilität führen, wenn beispielsweise die Abzugskraft größer als die effektive Reibkraft ist, die im Greifer der Pultrusionsanlage aufgebracht werden kann. In der Folge kommt es zu Schlupf im Abzug. Die Abzugskraft entsteht hauptsächlich im Pultrusionswerkzeug durch komplexe tribologische Wechselwirkungen zwischen dem (teils) ausgehärteten Profil und der Werkzeugwand. Bislang ist nicht bekannt, ob und wie durch eine Modifikation der Werkzeugoberfläche die Abzugskraft herabgesetzt werden kann, um höhere Produktionsgeschwindigkeiten zu ermöglichen.

Forschungsfrage (3): wie können unter standardisierten, prozessnahen Bedingungen die effektiven Reibungszahlen zwischen modifizierten Werkzeugoberflächen und dem reagierenden Faser-Harz-Gemisch bestimmt werden und welche Oberflächeneigenschaften korrelieren mit einer geringen Reibkraft?

Den einzelnen Problemstellungen ist gemein, dass bislang keine detaillierten Untersuchungen mit Polyurethan vorgestellt wurden. Im Vergleich zu anderen Harzsystemen eignet sich Polyurethan aufgrund seiner chemischen Eigenschaften, z. B. der geringen Viskosität und der hohen Reaktivität, besonders für eine Steigerung der Produktionsgeschwindigkeit. Entsprechende Optimierungsstudien sollten daher PUR-Systeme berücksichtigen, um Verarbeitern den maximal möglichen Produktivitätszuwachs zu ermöglichen.

3.2 Zielsetzung und Lösungsweg

Die Zielsetzung im Bereich der Imprägnierung ist es, den kombinierten Einfluss von Injektionsboxgeometrie und Produktionsgeschwindigkeit auf den resultierenden Druck und die Bauteilqualität der hergestellten Profile zu untersuchen (Kapitel 5). Die Ergebnisse sollen Aufschluss darüber geben, durch welche Injektionsboxgeometrie auch bei hohen Prozessgeschwindigkeiten eine gute Imprägnierung erreicht werden kann. Dazu wird eine Injektionsbox entwickelt, bei der sich der horizontale Öffnungswinkel in einem breiten Bereich variieren lässt (Kapitel 5.1). In entsprechenden Versuchen wird der Einfluss des

Öffnungswinkels in Verbindung mit der Produktionsgeschwindigkeit auf den resultierenden Druck in der Injektionsbox (Kapitel 5.3) sowie auf die Bauteilqualität (Kapitel 5.4) untersucht.

Im Bereich der Aushärtung ist es das Ziel, eine Systematik zur Optimierung derjenigen Heizstrategie zu entwickeln, die eine maximale Produktionsgeschwindigkeit unter Einhaltung verschiedener umsatz- und temperaturspezifischer Qualitätsgrößen ermöglicht (Kapitel 6). Hierzu wird zunächst ein Simulationsmodell zur Bestimmung der Qualitätsgrößen in Abhängigkeit von der Pultrusionsgeschwindigkeit und der Werkzeugtemperaturen erstellt und validiert (Kapitel 6.1). Auf Basis einer Datenbank von Simulationsdaten verschiedener Prozesspunkte werden Machine-Learning-Modelle trainiert, die im Anschluss effizient in verschiedenen Optimierungsstrategien implementiert werden (Kapitel 6.2). Abschließend wird die optimale Heizstrategie für einen exemplarischen Anwendungsfall ermittelt und diskutiert (Kapitel 6.3 bis 6.5).

Die Zielsetzung im Bereich der Abzugskraft ist es, eine Methodik zur standardisierten und prozessnahen Ermittlung von umsatzabhängigen Reibungszahl zwischen Profil und Pultrusionswerkzeug für verschiedene Oberflächenmodifikationen zu entwickeln (Kapitel 7). Eine Analyse der Korrelation von Reibungszahlen mit Beschichtungseigenschaften soll Aufschluss darüber geben, welche Arten von Beschichtungen sich zu einer Reduktion der Abzugskraft eignen. Hierfür wird ein Tribometer entwickelt, das die tribologischen Prozesse im Pultrusionswerkzeug abbildet und vergleichende Messungen ermöglicht (Kapitel 7.1). Im Anschluss werden eine Vorauswahl von Beschichtungen charakterisiert (Kapitel 7.2) sowie die korrespondierenden Reibungszahlen ermittelt und verglichen (Kapitel 7.3).

Abschließend werden Wechselwirkungen zwischen den einzelnen Optimierungsmaßnahmen identifiziert und diskutiert (Kapitel 8).

Alle Untersuchungen werden mit einem kommerziell verfügbaren Polyurethan-System für den Pultrusionsprozess sowie Glasfasern durchgeführt (Kapitel 4).

4 VERWENDETE MATERIALIEN UND MODELLIERUNG IHRER EIGENSCHAFTEN

4.1 Verwendetes Polyurethan-System

Polyurethane entstehen in einer Polyadditionsreaktion aus den beiden Grundkomponenten Isocyanat und Polyol. Dabei reagieren in der Basisreaktion die NCO-Gruppen des Isocyanats mit den OH-Gruppen des Polyols. In Nebenreaktionen können unter anderem Polyisocyanurate oder Allophanate entstehen. Die chemische Reaktion sowie die resultierenden Verarbeitungs- und Materialeigenschaften lassen sich durch eine Modifikation der Edukte und der Prozessführung in einem breiten Bereich einstellen [Uhl05].

Bei allen experimentellen Untersuchungen dieser Arbeit wird das Polyurethansystem *Baydur*[®] *PUL* der Firma Covestro Deutschland AG, Leverkusen, verwendet. Das PUR-System besteht aus den drei Komponenten Polyol *Baydur*[®] *PUL 20PL10* [NN20], Isocyanat *Desmodur*[®] *PUL 10PL01* [NN18b] und dem internen Trennmittel *Luvotrent TL HB-550* [NN15] der Firma Lehmann & Voss & Co. KG, Hamburg. Polyol, Isocyanat und Trennmittel werden im Gewichtsverhältnis 100 : 131 : 4 miteinander vermischt.

Neben der Trennwirkung zwischen dem PUR-System und den Werkzeugoberflächen nimmt das enthaltene Trennmittel auch Einfluss auf die Reaktionskinetik, indem es durch seine Grenzflächenaktivität die Isocyanat- und Polyolkomponente stabilisiert, die Reaktanden voneinander trennt und so die Reaktion stark verlangsamt. Während die Gelzeit bei Raumtemperatur ohne Trennmittel nur ca. 80–90 s beträgt, liegt sie mit Trennmittel im Bereich 15–25 Minuten.

Baydur[®] *PUL* wurde spezifisch für den Pultrusionsprozess entwickelt und wird beispielsweise für die Herstellung von Fensterprofilen eingesetzt [NN19b].

4.1.1 Modellierung der Viskosität

Raps & Fröbel entwickelten ein Viskositätsmodell für das verwendete Polyurethansystem, das für niedrige Temperaturen (20–40 °C) über einen Dual-Arrhenius-Ansatz (vgl. Kapitel 2.1.2) die Abhängigkeit der Viskosität η von der Temperatur T sowie der Reaktionshistorie t beschreibt [RF20]:

$$\eta(T, t) = \eta_{\infty} \cdot \exp \left(-\frac{\Delta E_{A,\eta}}{R \cdot T} + k_{\infty} \int_0^t e^{-\frac{\Delta E_{A,kin}}{R \cdot T}} dt' \right) \quad (Gl. 4.1)$$

Dabei sind die jeweiligen Aktivierungsenergien $\Delta E_{A,\eta}$ und $\Delta E_{A,kin}$ sowie η_{∞} und k_{∞} Fitparameter. Das Modell wurde an je zwei isotherme Viskositätsmessungen bei 20, 30 und 40 °C sowie eine weitere Messung bei 25 °C gefittet (oszillierende Scherung mit Amplitude 5 % und Frequenz 0,5 Hz; Gerät: HAAKETM MARSTM 40 Rheometer mit Rheonaut-Modul der

Firma Thermo Fisher Scientific Inc., USA). Die resultierenden Werte der Parameter sind in Tabelle 4.1 angegeben. Bild 4.1 zeigt den Vergleich zwischen den Messungen und den jeweiligen Modellvorhersagen. Es ist eine gute Übereinstimmung zu erkennen.

Parameter	Einheit	Wert
η_{∞}	mPa · s	$2,87 \cdot 10^{-6}$
$\Delta E_{A,\eta}$	kJ/mol	$-4,68 \cdot 10^1$
k_{∞}	1/s	$1,55 \cdot 10^4$
$\Delta E_{A,\text{kin}}$	kJ/mol	$3,95 \cdot 10^1$

Tabelle 4.1: Gefittete Parameter des Viskositätsmodells

Table 4.1: Fitted parameters of the viscosity model

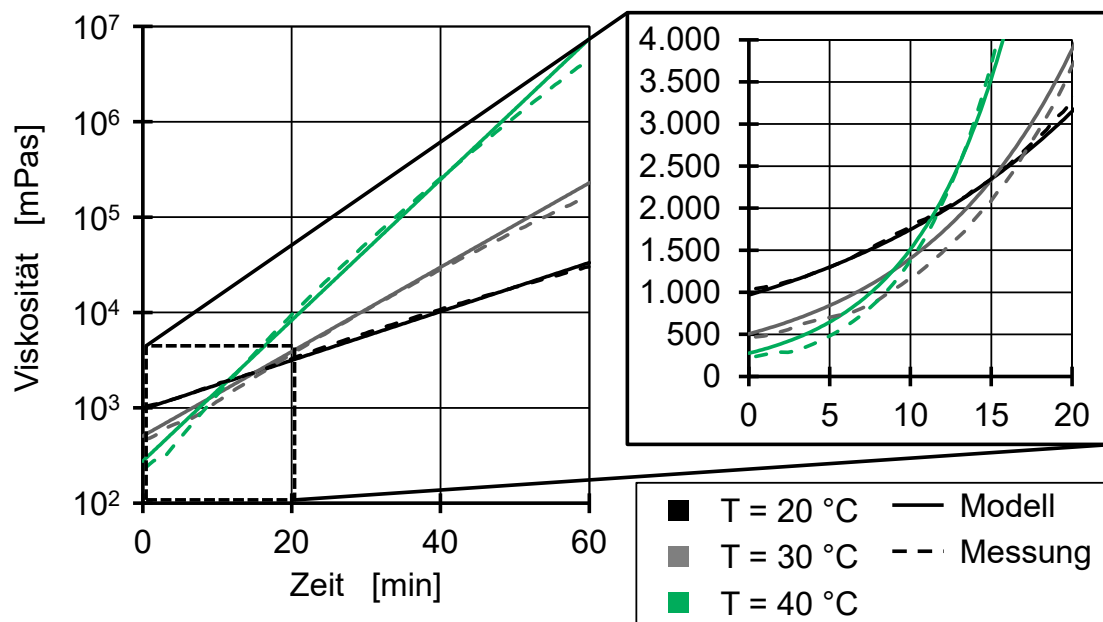


Bild 4.1: Vergleich zwischen gemessener und modellierter Viskosität (isotherm)

Fig. 4.1: Comparison of measured and modelled viscosity (isothermal)

4.1.2 Modellierung der Reaktionskinetik

Raffel entwickelte ein semi-empirisches Modell zur Beschreibung des Reaktionsumsatzes r in Abhängigkeit von Temperatur und Zeit [Raf10, Raf17], das von Kilian *et al.* an das verwendete Polyurethansystem gefittet wurde [KFB20]. Das Modell verknüpft in einem Rabinowitsch-Ansatz (vgl. Kapitel 2.2.2.2) eine kinetische Reaktionsgeschwindigkeitskonstante $k_{\text{kin}}(T)$ und eine diffusive Reaktionsgeschwindigkeitskonstante $k_{\text{diff}}(T)$ zur Gesamtgeschwindigkeitskonstante $k_{\text{tot}}(T)$ (Gl. 4.2–4.5). Die kinetische Geschwindigkeitskonstante besteht aus der Summe eines konventionellen und eines autokatalytischen Arrhenius-Terms der Ordnung m . Die diffusive Geschwindigkeitskonstante bildet die Verlangsamung der Reaktion mit zunehmendem Reaktionsumsatz ab, indem ein Arrhenius-Term mit einer sigmoidalen Funktion

multipliziert wird. Die Temperaturerhöhung wird mithilfe der adiabaten Temperaturdifferenz (vgl. Gl. 2.13) bestimmt (Gl. 4.6).

$$\frac{dr}{dt} = k_{tot}(T) \cdot (1 - r)^n \quad (Gl. 4.2)$$

$$\frac{1}{k_{tot}(T)} = \frac{1}{k_{kin}(T)} + \frac{1}{k_{diff}(T)} \quad (Gl. 4.3)$$

$$k_{kin}(T) = k_{kin,0} \cdot \exp\left[-\frac{E_A}{RT}\right] + k_{auto,0} \cdot \exp\left[-\frac{E_{auto}}{RT}\right] \cdot r^m \quad (Gl. 4.4)$$

$$k_{diff}(T) = k_{diff,0} \cdot \exp\left[-\frac{E_{diff}}{RT}\right] \cdot \left(x_{diff} + \frac{1 - x_{diff}}{1 + (\exp[r - r_{infl}])^p}\right) \quad (Gl. 4.5)$$

$$\frac{dT}{dt} = \Delta T_{ad} \frac{dr}{dt} \quad (Gl. 4.6)$$

Im Modell ist n die Reaktionsordnung (hier $n = 2$) und R die ideale Gaskonstante. $k_{kin,0}$, $k_{auto,0}$ und $k_{diff,0}$ sind kinetische, autokatalytische und diffusive Vorfaktoren, die zusammen mit den Aktivierungsenergien E_A , E_{auto} und E_{diff} sowie m , p , x_{diff} und r_{infl} zur Anpassung des Modells an Messungen verwendet werden können. r_{infl} charakterisiert denjenigen Reaktionsumsatz, bei dem die Diffusionskontrolle einsetzt. ΔT_{ad} beschreibt die adiabate Temperaturerhöhung in Abhängigkeit vom Reaktionsumsatz.

Das Modell wurde mithilfe von quasi-adiabaten Temperaturmessungen in einem breiten Bereich von initialen Materialtemperaturen $T_{Material,0} = 30\text{--}80\text{ °C}$ an das verwendete Polyurethansystem gefittet. Zur Minimierung der Fehlerquadratsumme zwischen Messung und Modell wurde der Solver *Generalized Reduced Gradient nonlinear* von Microsoft Excel® verwendet. Eine detaillierte Beschreibung der experimentellen Vorgehensweise findet sich in [KFB20]. Die ermittelten Werte der Modellparameter finden sich in Tabelle 4.2.

Bild 4.2 zeigt einen Vergleich zwischen der modellierten und der gemessenen Temperaturerhöhung im Reinharz für $T_{Material,0} = 40, 60$ und 80 °C . In Bild 4.3 sind der modellierte Reaktionsumsatz für $T_{Material,0} = 40, 60$ und 80 °C und der mittels Fourier-Transform-Infrarot-Spektroskopie (FTIR) gemessene Reaktionsumsatz für $T_{Material,0} = 60$ und 80 °C dargestellt. Das Modell kann den anfänglichen Anstieg der Temperatur gut beschreiben, überschätzt aber tendenziell die Maximaltemperatur für große $T_{Material,0}$ bzw. unterschätzt die Maximaltemperatur für kleine $T_{Material,0}$. Der anfängliche Anstieg des Reaktionsumsatzes wird gut getroffen. Der finale Umsatz wird jedoch leicht überschätzt. Insgesamt ist das Reaktionskinetikmodell gut in der Lage, die Temperatur- und Umsatzentwicklung über einen breiten Temperaturbereich abzubilden.

Parameter	Einheit	Wert
n	-	2
$k_{\text{kin},0}$	1/s	54 523
E_A	J/mol	49 570
R	(kg m ²)/(s ² mol K)	8,31
$k_{\text{auto},0}$	1/s	100
E_{auto}	J/mol	25 239
m	-	1,49
$k_{\text{diff},0}$	1/s	$1,06 \cdot 10^{12}$
E_{diff}	J/mol	88 387
x_{diff}	-	0
r_{infl}	-	0,79
p	-	60
ΔT_{ad}	K	157

Tabelle 4.2: Gefittete Parameter des Reaktionskinetikmodells

Table 4.2: Fitted parameters of the reaction kinetics model

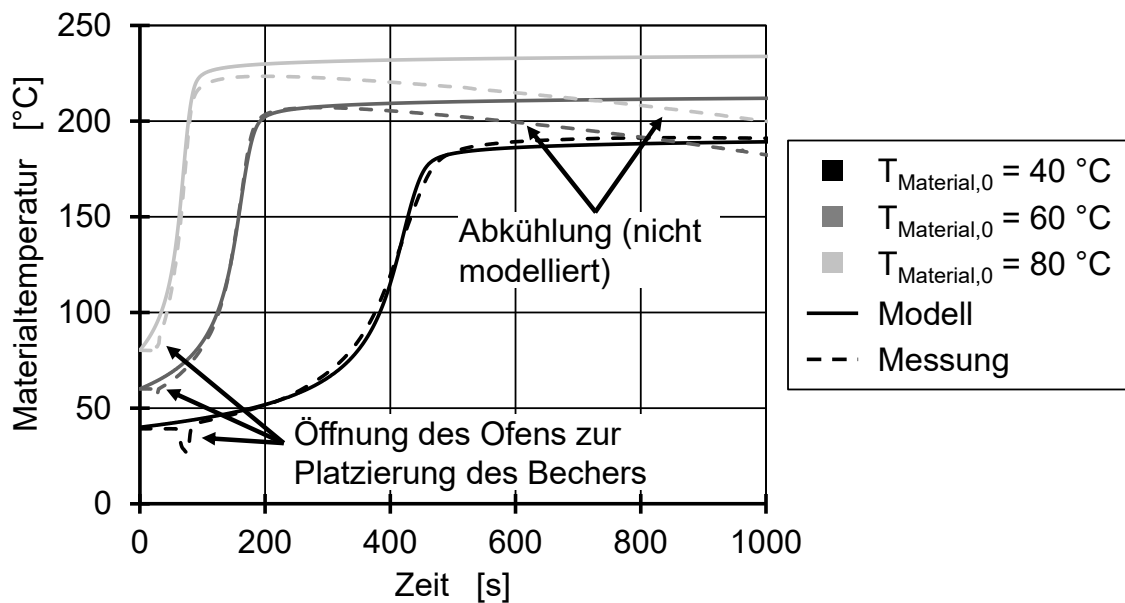


Bild 4.2: Vergleich der gemessenen und modellierten quasi-adiabaten Temperaturerhöhung für verschiedene Starttemperaturen

Fig. 4.2: Comparison of measured and modelled quasi-adiabatic temperature rise for different initial temperatures

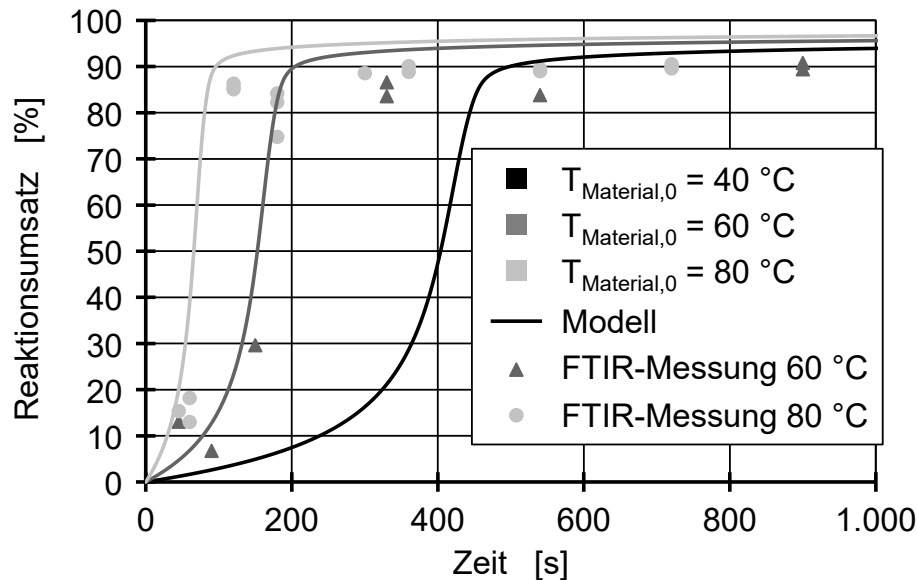


Bild 4.3: Vergleich von gemessenem und modelliertem Reaktionsumsatz für verschiedene Starttemperaturen

Fig. 4.3: Comparison of measured and modelled degree of cure for different initial temperatures

Bei der Modellierung des Reaktionsumsatzes ist zu beachten, dass das verwendete PUR-System bei dem vom Hersteller empfohlenen Mischungsverhältnis einen Index von ca. 115 aufweist. Dies bedeutet, dass im Gemisch mehr NCO-Gruppen als OH-Gruppen vorhanden sind. Über die primäre Reaktion mit dem Polyol können demnach rechnerisch maximal ca. 87 % der NCO-Gruppen abreagieren. Das restliche NCO wird beispielsweise in Polyisocyanurate oder Allophanate umgesetzt, was jedoch mehr Zeit benötigt. Demzufolge wird bei der NCO-Umsatzmessung mittels Infrarotspektroskopie in den betrachteten Zeitskalen kein vollständiger NCO-Umsatz erreicht, obwohl das Polyurethan-Netzwerk bereits vollständig ausgebildet ist. In der Folge sagt auch das Reaktionskinetikmodell geringere Werte für den (NCO-)Umsatz bei vollständiger Vernetzung voraus.

Als charakteristischer Wert zur Beschreibung des Reaktionsverhaltens sowie der umsatzabhängigen Materialeigenschaften gilt der Gelpunkt eines Harzsystems. Der Gelpunkt ist derjenige Umsatzwert, bei dem das erste Molekül mit unendlich hohem Molekulargewicht entsteht und die Viskosität gegen unendlich strebt [Dom18, Ehr06, OR14]. Messtechnisch wird der Gelpunkt in der Regel durch den Schnittpunkt von Verlust- und Speichermodul in isothermen dynamischen Viskositätsmessungen bestimmt. Nach Erreichen des Gelpunkts dominiert der elastische Anteil das Materialverhalten [OR14]. Hierbei ist jedoch zu beachten, dass das Ergebnis von der Schwingungsfrequenz der Viskositätsmessung beeinflusst wird. Alternativ lässt sich der theoretische Gelpunkt mit der Kaskadentheorie von Miller & Macosko berechnen [MM76].

Für das verwendete PUR-System wurden isotherme, dynamische Viskositätsmessungen im Temperaturbereich 70–150 °C durchgeführt (siehe Kapitel 4.1.1). Bei diesen Messungen wurde zeitgleich per Infrarotspektroskopie der NCO-Umsatz der Proben gemessen. Aus diesen Messungen wird der Umsatz im Schnittpunkt von Verlust- und Speichermodul bei 0,5 Hz zu $58,7 \pm 5,9 \%$ bestimmt. Gemäß der Kaskadentheorie von *Miller & Macosko* beträgt der Gelumsatz rechnerisch 56 %, was sich gut mit den experimentellen Ergebnissen deckt. Als Gelumsatz für das PUR-System wird fortan $r_{\text{gel}} = 0,56$ verwendet.

4.1.3 Modellierung der Glasübergangstemperatur

Zur Bestimmung der Optimierungsnebenbedingungen in Kapitel 6.2.2 wird die umsatzabhängige Glasübergangstemperatur T_g benötigt. Während die Überschreitung der Glasübergangstemperatur für einen geringen Reaktionsumsatz den Phasenübergang fest–flüssig bei niedrigen Temperaturen kennzeichnet, kennzeichnet sie für höhere Reaktionsumsätze die Erweichung des Materials (vgl. TTT-Diagramm in Kapitel 2.2.2.3). Diese Temperatur ist von der Netzwerkdicke bzw. dem Reaktionsumsatz abhängig. Zur Ermittlung von $T_g(r)$ für das verwendete PUR-System wurden isotherme DSC-Messungen bei 70, 90, 110 und 130 °C durchgeführt. Zunächst wurde je Temperatur die freiwerdende Reaktionswärme in Abhängigkeit von der Zeit bestimmt. Darauf basierend wurde in den folgenden Versuchsreihen die Messung bei verschiedenen Zeiten abgebrochen, um gezielt unterschiedliche Reaktionsumsätze in der Probe einzustellen. Zur Berechnung der Reaktionsumsätze wurde die zeitabhängig freiwerdende Reaktionswärme auf die theoretische gesamte Reaktionsenthalpie des Systems bezogen. Technisch bedingt kann zu Beginn der Messung (Aufheizung der Probe) zwischen der Mischung des Materials und dem Einschwingen des Messsystems die Reaktionswärme nicht detektiert werden. Dieser Messfehler ist umso größer, je höher die Temperatur ist. Auf Basis einer Verschiebung entlang der Umsatzachse wurde die gemessene Reaktionswärme daher um einen temperaturabhängigen Wert ergänzt. Es ist zudem zu berücksichtigen, dass der so ermittelte Reaktionsumsatz der Probe nicht dem NCO-Umsatz der FTIR-Messungen entspricht, da das System einen NCO-Überschuss aufweist und bei Erreichen der gesamten Reaktionsenthalpie lediglich 87 % der NCO-Gruppen abreagiert sind (siehe Kapitel 4.1.2). Der Umsatz der DSC-Messungen wird daher mit dem Faktor 0,87 in den NCO-Umsatz umgerechnet. In der zweiten Aufheizung der Probe kann nun die Glasübergangstemperatur als Änderung der Wärmekapazität detektiert werden. Es wird davon ausgegangen, dass sich der Reaktionsumsatz in der zweiten Aufheizung bis zum Erreichen der Glasübergangstemperatur aufgrund der eingeschränkten Mobilität der Reaktanden nicht signifikant ändert.

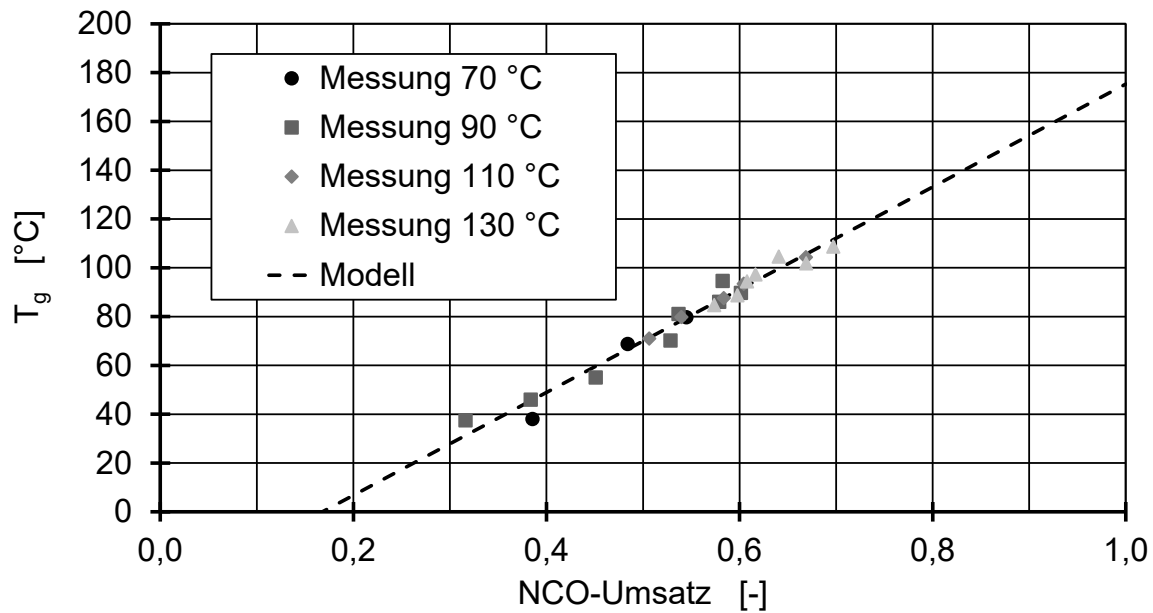


Bild 4.4: Umsatzabhängige Glasübergangstemperatur des verwendeten PUR-Systems

Fig. 4.4: Glass transition temperature depending on degree of cure of the PUR system

Bild 4.4 zeigt die Glasübergangstemperatur in Abhängigkeit vom NCO-Umsatz r . Es ist eine lineare Abhängigkeit sichtbar. Die Daten werden verwendet, um die Koeffizienten eines linearen Regressionsmodells zu bestimmen [Bar15]:

$$T_g(r) = T_{g,0} + \alpha_{T_g} \cdot r \quad (\text{Gl. 4.7})$$

Die Regression ergibt $T_{g,0} = -35,3 \text{ °C}$ und $\alpha_{T_g} = 210,6 \text{ °C}$ mit einem Bestimmtheitsmaß von $R^2 = 96,8 \text{ \%}$.

4.2 Verwendete Fasern

Für die experimentellen Untersuchungen in Kapitel 5 werden Glasfaserrovings mit dem Markennamen *StarRov*[®] 907 mit 4.800 tex der Firma Johns Manville Corp., USA, verwendet. Die Rovings werden mit Silanschlichte hergestellt und sind für den Pultrusionsprozess mit allen gängigen Harzsystemen geeignet [NN16]. Für die Untersuchungen in Kapitel 7 (Tribometer) werden Glasfaserrovings des Typs *StarRov*[®] 090 mit 4.800 tex der Firma Johns Manville Corp., USA, verwendet [NN21b].

Im Folgenden wird angenommen, dass zur vereinfachten Modellierung von grundlegenden Zusammenhängen die von *Bezerra* ermittelten Modellparameter für die faserparallele Permeabilität (siehe Kapitel 2.1.2) auf die für diese Arbeit verwendeten Rovings übertragbar sind.

5 EINFLUSS DER INJEKTIONSBOXGEOMETRIE AUF DEN INNENDRUCK UND DIE BAUTEILQUALITÄT

5.1 Verwendete Injektionsbox sowie Anlagen- und Werkzeugtechnik

Zur Untersuchung des Einflusses der Injektionsboxgeometrie auf den Druck sowie die Bauteilqualität wird eine konisch zulaufende Injektionsbox entwickelt, bei der sich der (einseitige) Öffnungswinkel α während des Betriebs kontinuierlich im Bereich von 1° bis 9° einstellen lässt. Die Geometrieänderung wird über eine gelenkig gelagerte Oberplatte erreicht, die in einen U-förmigen Grundkörper eingebracht ist (Bild 5.1). Ein vergleichbares Konzept wurde von *Strauß & Wilhelm* als vorteilhaft bezüglich der Flexibilität beurteilt, aber aufgrund der hohen Komplexität der Umsetzung nicht weiterverfolgt [SW20].

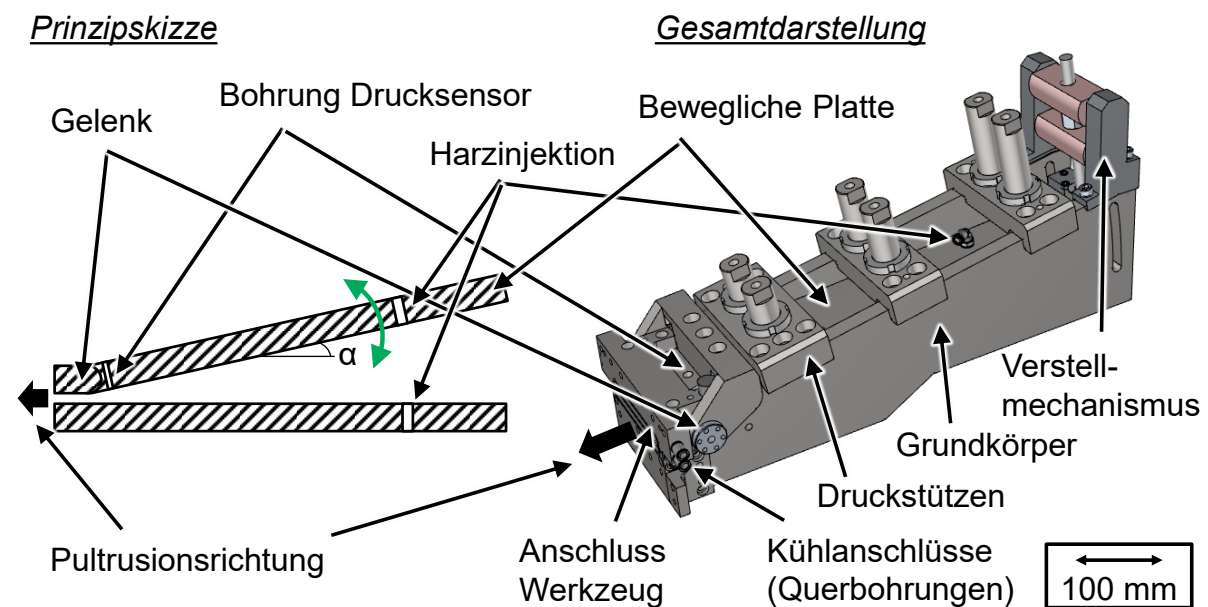


Bild 5.1: Schematische Darstellung der verwendeten verstellbaren Injektionsbox

Fig. 5.1: Schematic representation of the used adjustable injection box

Die Injektionsbox wird zur Fertigung eines Rechteckprofils mit 115 mm Breite und 3 mm Dicke verwendet. Sie ist 650 mm lang, wobei sich das Gelenk der beweglichen Platte 49 mm vor dem Anschluss ans Werkzeug befindet. Die Kavität ist auf der gesamten Länge 115 mm breit. Die Höhe des Ausgangsquerschnitts beträgt unabhängig vom Winkel 3 mm. Die Injektion des Reaktionsharzes erfolgt durch je zwei Bohrungen auf der Ober- und Unterseite 180 mm nach dem Eintritt der Fasern. Eine Nut quer zur Produktionsrichtung verteilt das Reaktionsharz in die Breite. In der beweglichen Platte befindet sich 40 mm nach dem Eintritt der Fasern ein 40 mm langes Sichtfenster, durch das der Füllstand der Injektionsbox kontrolliert werden kann. Unmittelbar vor der Kontaktfläche zum beheizten Pultrusionswerkzeug sind Querbohrungen eingebracht, um mithilfe von Kühlwasser Wärme abführen zu können und die Injektionsbox

auf einer konstanten Temperatur zu halten. Die Abdichtung der beweglichen Platte zum Korpus erfolgt über die eng tolerierte Kontaktfläche. Zur Unterstützung ist zudem eine umlaufende Dichtschnur in die bewegliche Platte eingebracht. In dieser befindet sich zudem in 21 mm Abstand zum Gelenk eine Bohrung zur Aufnahme eines Drucksensors ($\varnothing$ 7 mm). Bei einer Verstellung des Winkels ändert sich die axiale Position des Drucksensors bzw. der oberen Injektionsbohrungen um bis zu 0,26 mm bzw. 5,18 mm (Verstellung von 1° auf 9°), was für die Ergebnisse der Untersuchungen vernachlässigbar ist. Die Glasfaserrovings werden vor der Injektionsbox durch eine Faserführungsplatte gleichmäßig auf eine Fläche von 135 mm (Breite) x 120 mm (Höhe) verteilt. Die verwendete Injektionsbox und das zugehörige Verfahren sind als Patent erteilt [NN17].

Das zugehörige verwendete Werkzeug ist zweiteilig aufgebaut (Ober- und Unterteil mit je 45 mm Höhe und 220 mm Breite) und 992 mm lang. In 166 mm Abstand vom Werkzeuganfang befindet sich mittig eine Bohrung ($\varnothing$ 7,8 mm) zur Aufnahme eines Drucksensors. In einer Entfernung von 90, 245, 425, 565, 745 und 900 mm vom Beginn des Werkzeugs sind im Ober- und Unterteil seitlich Bohrungen zur Aufnahme von Temperatursensoren eingebracht, die bis in die Mitte des Werkzeugs reichen. Die Temperierung des Werkzeugs erfolgt mit insgesamt 12 Heizplatten aus Aluminium (Höhe 25 mm, Breite 355 mm, Länge 120 mm), die eine maximale Heizleistung von je 1,5 kW aufweisen. Dabei sind auf der Ober- und Unterseite je 6 Heizplatten gleichmäßig auf der Länge verteilt und außen am Werkzeug befestigt. Die Heizleistung wird für jede Heizplatte individuell auf die Temperatur des zugehörigen Sensors (s.o.) geregelt. Die verwendete Werkzeugtechnik ist in Bild 5.2 dargestellt.

Die Messung des Drucks in Injektionsbox und Werkzeug erfolgt mit Massedruckmessumformern der Baureihe IMPACT IE der Firma Gefran S.p.A., Italien [NN18c]. Im Werkzeug wird ein Sensor des Typs *IE1-S-5-M-B04C-1-3-K* mit einem Messbereich von 0 bis 400 bar und einer Genauigkeit von 0,5 % vom Endwert verwendet. Der gleiche Sensor wird auch in Versuchskampagne 1 (siehe Kapitel 5.2) in der Injektionsbox eingesetzt. In Versuchskampagne 2 wird stattdessen in der Injektionsbox ein Sensor des Typs *IE1-S-5-H-B01C-1-3-K-0-XMD50* mit einem Messbereich von 0 bis 100 bar und einer Genauigkeit von 0,25 % vom Endwert verwendet. Die vergleichsweise großen Messbereiche sind notwendig, weil der Druck bei der Beendigung des Prozesses stark ansteigt (siehe Kapitel 5.2). Die Drucksensoren können manuell genullt werden.

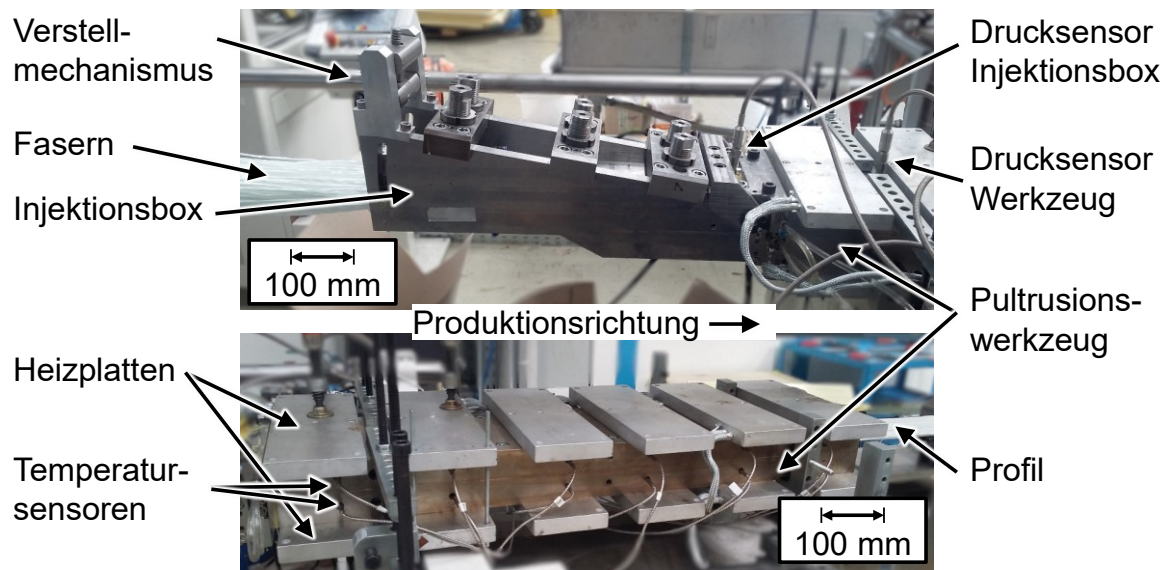


Bild 5.2: Verwendete Anlagen- und Werkzeugtechnik
 Fig. 5.2: Machine and the technology used

Alle Versuche mit der verstellbaren Injektionsbox finden auf einer Pultrusionsanlage des Typs *Px1000-20T* der Firma Pultrex Ltd., UK, statt. Die Anlage kann eine maximale Abzugskraft von 20 Tonnen aufbringen (entspricht ca. 196 kN). Die größtmögliche Pultrusionsgeschwindigkeit beträgt 4 m/min. Die Abzugskraft wird über alternierende Greifer auf das Profil aufgeprägt. Zwischen dem Pultrusionswerkzeug und dem ersten Greifer befindet sich eine Kühlstrecke, in der das Profil mithilfe von Wassersprühdüsen abgekühlt werden kann. Die Harzkomponenten Isocyanat bzw. das Polyol-Trennmittel-Gemisch werden von einer Niederdruckdosieranlage der Firma KraussMaffei Technologies GmbH, München, mit dem eingestellten Mischungsverhältnis einem Mischkopf zudosiert, in dem die Mischung durch einen dynamischen Mischer erfolgt. Nach dem Mischkopf wird das Gemisch über Schlauchleitungen der Injektionsbox zugeführt.

5.2 Versuchsplan und Durchführung der Versuche

Um den Einfluss des Öffnungswinkels α und der Pultrusionsgeschwindigkeit v_{pul} auf den Druck in der Injektionsbox p_{IB} und im Werkzeug p_{WZ} sowie die Bauteilqualität zu untersuchen, werden α und v_{pul} in einem breiten Bereich variiert. Auf Basis von Erfahrungswerten mit dem verwendeten Polyurethansystem lässt sich abschätzen, dass sich im Prozesspunkt $\alpha = 3^\circ$ und $v_{\text{pul}} = 1,0$ m/min eine gute Bauteilqualität erreichen lässt. Da bei einem größeren Winkel ein geringerer Druck und damit tendenziell eine schlechtere Bauteilqualität erwartet wird, wird in den Versuchen zusätzlich $\alpha = 5^\circ$ und $\alpha = 7^\circ$ untersucht. Bei allen Winkeln wird die Pultrusionsgeschwindigkeit im Bereich 0,25–2,5 m/min variiert. Die Versuche werden in zwei voneinander unabhängigen Versuchskampagnen (VK) durchgeführt, um die

Reproduzierbarkeit der Ergebnisse zu überprüfen. Zudem wird zwischen den Versuchskampagnen die Abfolge der Prozesspunkte geändert, um einen möglichen Einfluss der Vorgehensweise auf die Messwerte zu untersuchen. Während in VK 1 der Winkel konstant gehalten und die Pultrusionsgeschwindigkeit schrittweise gesteigert wird, wird in VK 2 bei konstanter Geschwindigkeit der Winkel variiert. In Abhängigkeit vom Winkel wird der Abstand der Faserführungsplatte vom Eingang der Injektionsbox so angepasst, dass die Rovings den Eintrittsquerschnitt vollständig ausfüllen.

Im Gegensatz zu α hat v_{pul} auch einen Einfluss auf die Aushärtung des PUR-Systems im Pultrusionswerkzeug. Um diesen Effekt auf die Bauteilqualität möglichst zu begrenzen, werden die Werkzeugtemperaturen T_{WZ} geschwindigkeitsabhängig angepasst. Die Werte werden auf Basis der Prozesssimulation (siehe Kapitel 6) ausgewählt und führen in Verbindung mit der jeweiligen Bandbreite der Pultrusionsgeschwindigkeit zu einem vergleichbaren mittleren Reaktionsumsatz am Werkzeugende. Der sich ergebende Versuchsplan ist in Tabelle 5.1 dargestellt.

v_{pul} [m/min]	T_{WZ} in Zone 1–6 [°C]	Öffnungswinkel α [°]		
		3	5	7
0,25	58/125/159/176/179/171	VK 1	VK 1	VK 1
0,50	58/125/159/176/179/171	VK 1	VK 1	VK 1
0,75	58/125/159/176/179/171	VK 1	VK 1	VK 1
1,00	71/138/175/196/199/192	VK 1 VK 2	VK 1 VK 2	VK 1 VK 2
1,25	71/138/175/196/199/192	VK 1	VK 1	VK 1
1,50	84/150/190/213/219/213	VK 1 VK 2	VK 1 VK 2	VK 1 VK 2
1,75	84/150/190/213/219/213	VK 1	VK 1	VK 1
2,00	84/150/190/213/219/213	VK 1 VK 2	VK 1 VK 2	VK 1 VK 2
2,50	84/150/190/213/219/213	VK 2	VK 2	VK 2
VK 1: α = konstant, v_{pul} wird geändert VK 2: v_{pul} = konstant, α wird geändert fett: wiederholte Versuchspunkte				

Tabelle 5.1: Versuchsplan zur Untersuchung des Einflusses von α und v_{pul}

Table 5.1: Design of experiments for evaluation of the influence of α and v_{pul}

Die Versuche wurden an mehreren Versuchstagen durchgeführt, sodass der Prozess mehrfach beendet und wieder neu gestartet wurde. Dabei wurden innerhalb von VK 1 einzelne Prozesspunkte an verschiedenen Versuchstagen wiederholt, um die Reproduzierbarkeit zu überprüfen. Die wiederholten Versuchspunkte sind im Versuchsplan fett gekennzeichnet.

Für die Versuche werden 120 unidirektionale Rovings (4.800 tex) verwendet. Es ergibt sich bei vollständiger Imprägnierung rechnerisch ein Fasergewichtsgehalt von 79,65 %, was einem Faservolumengehalt von 64,37 % entspricht (mit $\rho_{\text{Fasern}} = 2,6 \text{ g/cm}^3$ und $\rho_{\text{PUR}} = 1,2 \text{ g/cm}^3$).

Die Messwerte der Druck- sowie Infrarotsensoren werden von der Pultrusionsanlage alle 30 s erfasst. Insbesondere für ein vergleichsweise volatiles Signal wie den Druck birgt eine geringe Abtastrate das Risiko, den „wahren“ Mittelwert und/oder die Streuung nicht richtig zu erfassen. Bei den Versuchen der VK 2 wird das Drucksignal daher zusätzlich mit einer Abtastrate von 1 s mithilfe einer externen Messwerverfassung ausgelesen. Der Vergleich der Abtastraten für diese Prozesspunkte zeigt, dass innerhalb eines betrachteten Zeitintervalls von 10 Minuten die Abweichung der Mittelwerte und Standardabweichungen von p_{IB} und p_{WZ} sehr gering und mit Ausnahme von drei Ausreißern kleiner als die Genauigkeit der verwendeten Drucksensoren ist. Im Folgenden werden daher für alle Analysen die Messwerte der Pultrusionsanlage verwendet (Abtastrate 30 s). Für jeden Prozesspunkt werden die Messwerte von p_{IB} und p_{WZ} über einen Auswertezeitraum von 10 Minuten gemittelt und die Standardabweichung bestimmt. Nach der Hälfte dieses Zeitraums werden die Muster zur Analyse der Bauteilqualität entnommen.

Die Kraft auf die Kavitätswand im Innern der Injektionsbox/des Werkzeugs setzt sich aus dem hydrodynamischen Druck im Harz, der Kompressionskraft der Fasern sowie ggf. der thermischen Volumenexpansion des Reaktionsharzes zusammen. Um den Einfluss der Faserkompression aus den Messwerten zu eliminieren, werden die Drucksensoren an jedem Versuchstag im eingebauten Zustand im Kontakt mit den Fasern, aber vor Start der Harzinjektion, manuell genullt.

Während aller Versuche wird die Injektionsbox aktiv mit Kühlwasser ($T = 20 \text{ }^{\circ}\text{C}$) gekühlt. In den Temperaturmessungen zur Validierung des Simulationsmodells (siehe Kapitel 6.1) mit dem gleichen Versuchsaufbau wird die resultierende Temperatur im Innern der Injektionsbox exemplarisch zu $T = 26 \text{ }^{\circ}\text{C}$ bestimmt. Auch die Profilkühlung der Pultrusionsanlage mittels Sprühwasser wird verwendet.

Bei der Durchführung der Versuche fällt auf, dass die vorgegebenen Werkzeugtemperaturen nicht immer erreicht werden. Für einen Großteil der Prozesspunkte liegt die Abweichung zwischen der Soll-Temperatur und der mittleren Ist-Temperatur im Auswertezeitraum der jeweiligen Heizzone im Bereich $\pm 4 \text{ }^{\circ}\text{C}$ (vgl. Anhang, Kapitel 13.1.1). Dabei hängt die Abweichung neben der betrachteten Heizzone auch von der Pultrusionsgeschwindigkeit ab. Während für die ersten vier Heizzonen und $v_{\text{pul}} \leq 1,0\text{--}1,5 \text{ m/min}$ sowie für die Heizzonen 5 und 6 für alle v_{pul} die Werkzeugtemperaturen etwas zu hoch sind, werden bei höheren Geschwindigkeiten in den Heizzonen 1 bis 4 die eingestellten Temperaturen aufgrund einer zu geringen Heizleistung nicht mehr erreicht. Insbesondere in Heizzone 2 und für Pultrusionsgeschwindigkeiten von $v_{\text{pul}} \geq 1,5 \text{ m/min}$ liegt die Werkzeugtemperatur bis zu $15 \text{ }^{\circ}\text{C}$

unter der eingestellten Temperatur. Dies kann dazu führen, dass bei hohen Geschwindigkeiten der angestrebte Endumsatz im Profil nicht erreicht wird.

Bild 5.3 zeigt exemplarisch die Messschriebe von p_{IB} und p_{WZ} sowie die zugehörigen Einstellungen von v_{pul} und α eines Versuchstags aus VK 2. Es ist ersichtlich, dass p_{WZ} um ca. eine Größenordnung größer ist als p_{IB} und sich zudem deutlich volatiler ändert. p_{IB} wird im konvergenten Spalt durch die aufgeprägte Relativströmung des Reaktionsharzes zu den bewegten Fasern aufgebaut. Mit dem Eintritt ins beheizte Werkzeug steigt die Temperatur des Harzes und es entsteht ein zusätzlicher Druck auf die Werkzeugwand aufgrund der thermischen Volumenexpansion. Dieser Effekt wird exemplarisch durch einen schwingenden Verlauf von p_{WZ} deutlich, der dem Regelverhalten der benachbarten Heizzone(n) folgt. Im hinteren Bereich des Werkzeugs nimmt der Druck auf die Werkzeugwand aufgrund der chemischen Schwindung des Reaktionsharzes wieder ab, bis schließlich der Ablösepunkt erreicht ist (vgl. Kapitel 2.2.1, 2.3.2.1 und 2.3.2.3).

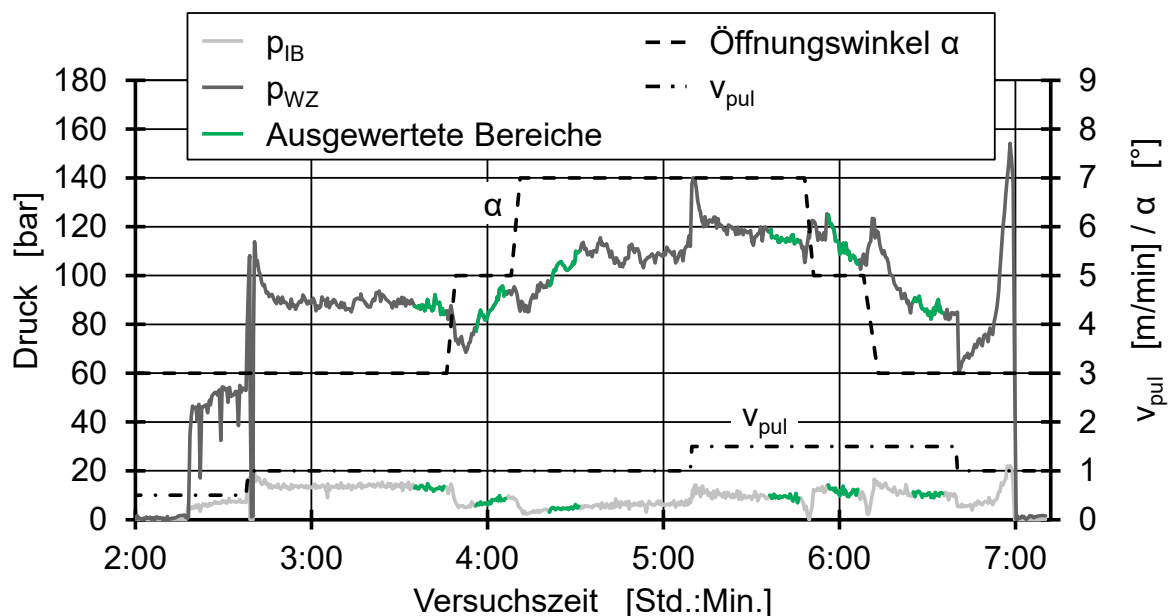


Bild 5.3: Exemplarischer Verlauf von p_{IB} , p_{WZ} , v_{pul} und α während eines Versuchstags

Fig. 5.3: Exemplary development of p_{IB} , p_{WZ} , v_{pul} and α during a trial day

Nach der Anfahrphase und einer Steigerung von v_{pul} auf 1 m/min wird ein stabiler Prozesspunkt erreicht. Wird in der Folge ein neuer Prozesspunkt eingestellt (Änderung von α oder v_{pul}), dann zeigen p_{IB} und p_{WZ} zunächst ein leicht überschwingendes Verhalten. Dies deutet auf eine Änderung des Füllgrads sowie der mittleren Viskosität des Reaktionsharzes aufgrund der sich verändernden mittleren Verweilzeit in der Injektionsbox hin. Die Änderung der Harzviskosität ist auch beim Prozessende deutlich zu sehen: nachdem die Dosierung gestoppt wurde, dauert es noch mehrere Minuten, um das restliche Harz vollständig aus der Injektionsbox und dem

Werkzeug zu ziehen. Während dieses Zeitraums steigen p_{IB} und p_{WZ} stark an, weil die Viskosität des restlichen Harzes aufgrund der voranschreitenden Reaktion zunimmt.

Die mittlere Verweilzeit des Harzes in der Injektionsbox ergibt sich als Quotient aus dem Harzvolumen in der Injektionsbox und dem Harzmassenstrom, der die Injektionsbox mit den Fasern verlässt. Eine Änderung des Winkels bewirkt eine Änderung des Harzvolumens. Eine Änderung von v_{pul} bewirkt hingegen eine Änderung des Harzmassenstroms. Zudem beeinflussen beide Parameter den Füllgrad (FG) der Injektionsbox. Dieser Zusammenhang ist in der Literatur bislang nicht ausreichend beschrieben. Der FG ist hier definiert als das Verhältnis aus dem mit Harz gefüllten, verstellbaren Bereich zum gesamten Volumen des verstellbaren Bereichs (bis zum Drehgelenk). Zur Berechnung des FG wird vereinfachend angenommen, dass sich Richtung Injektionsboxeingang eine senkrechte Fließfront ausbildet. Aus der Dauer des „Leerziehens“ am Prozessende (Bild 5.3) in Kombination mit dem bekannten Harzmassenstrom bei v_{pul} lässt sich das Harzvolumen in der Injektionsbox und damit der Füllgrad im letzten Prozesspunkt des Versuchstags abschätzen. Unterstellt man einen bilinearen Zusammenhang zwischen FG und v_{pul} bzw. α (vgl. Bild 5.4), dann ergibt sich das in Bild 5.5 dargestellte Verweilzeitspektrum. Es wird deutlich, dass die mittlere Verweilzeit bei geringen Geschwindigkeiten stark ansteigt und dort bis zu 45 Minuten betragen kann. Auch für den Öffnungswinkel zeigt sich ein nicht-linearer Zusammenhang, bei dem die Verweilzeit im Bereich 7–8° ein Maximum hat. Bei größeren Winkeln wird das größere Injektionsboxvolumen durch einen geringeren Füllgrad überkompensiert.

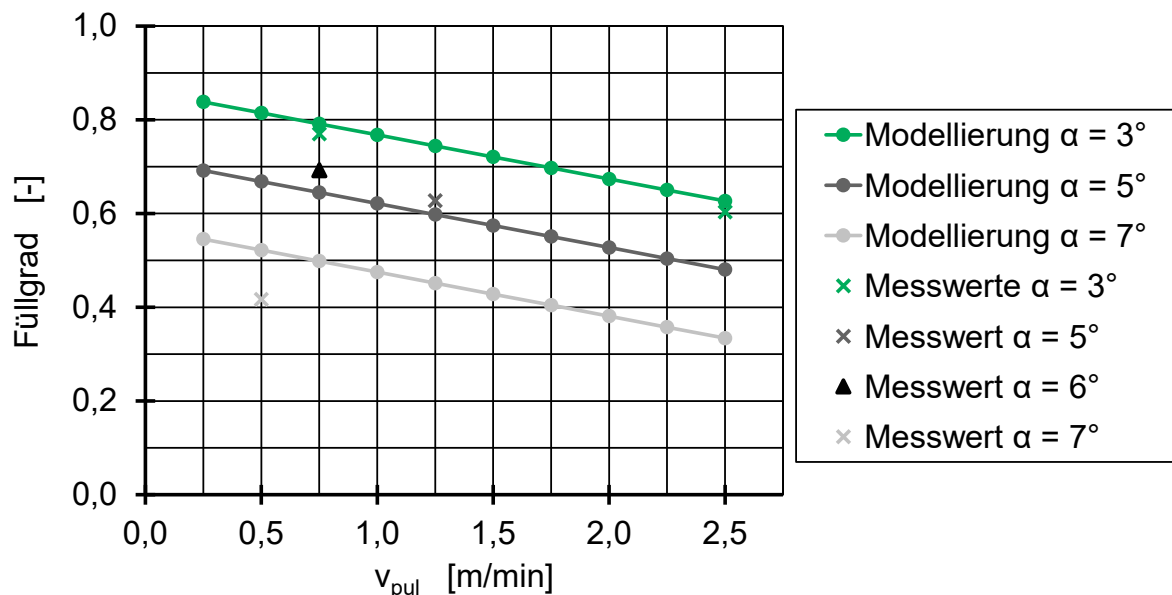


Bild 5.4: Modellierte lineare Abhängigkeit des Füllgrads von v_{pul} und α
 Fig. 5.4: Modelled linear dependence of the degree of filling on v_{pul} and α

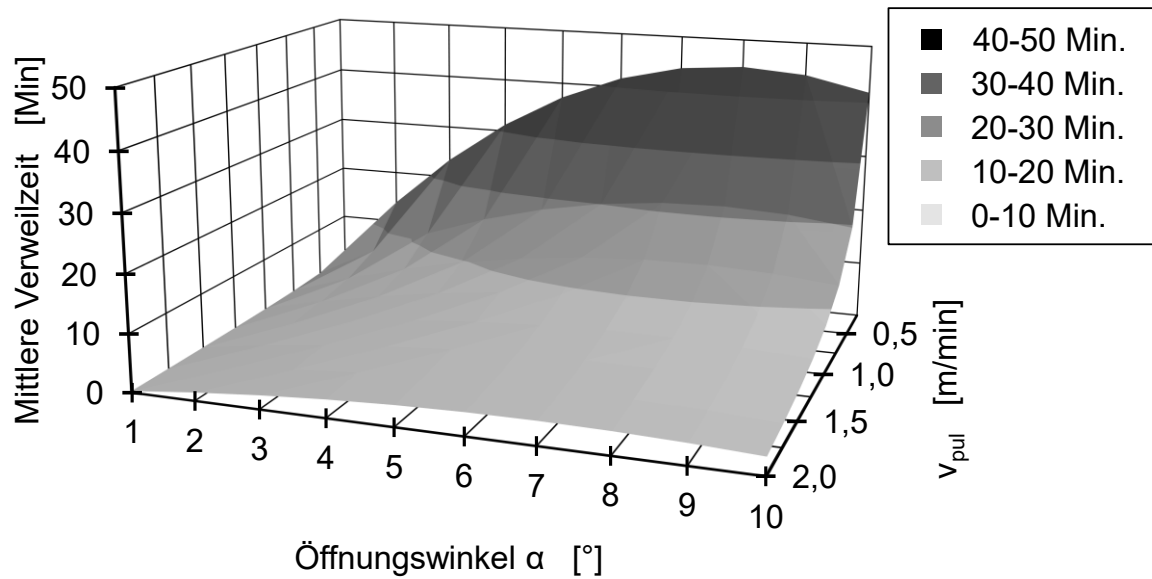


Bild 5.5: Modellierte mittlere Verweilzeit in Abhängigkeit von v_{pul} und α
 Fig. 5.5: Modelled average dwell time depending on v_{pul} and α

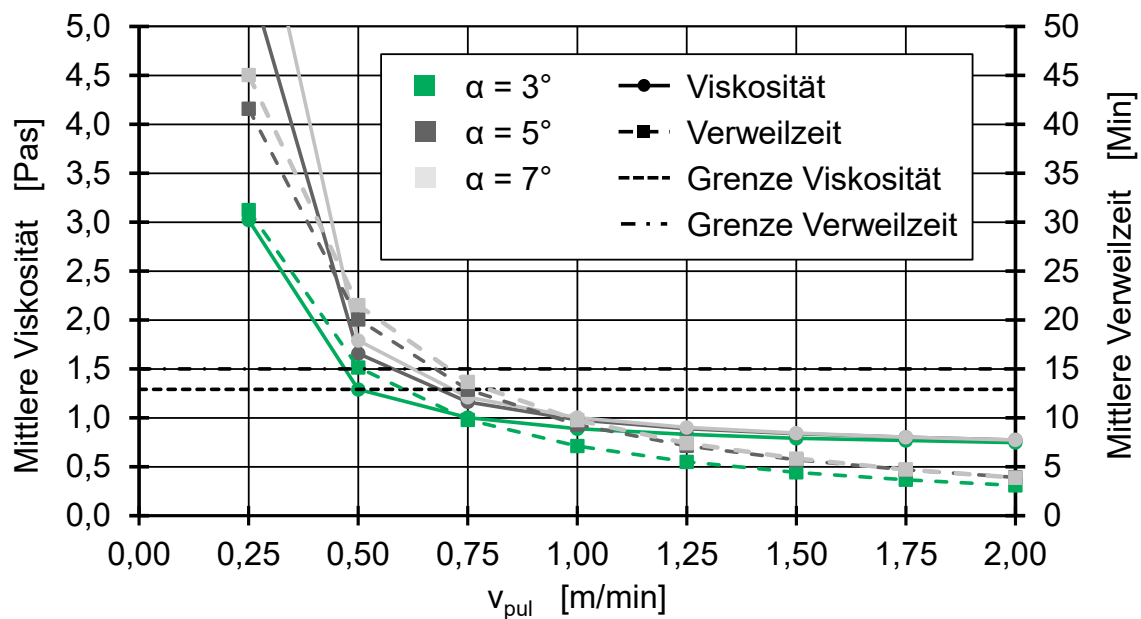


Bild 5.6: Modellierte Verweilzeit und Viskosität für das untersuchte Prozessfenster
 Fig. 5.6: Modelled dwell time and viscosity for the evaluated processing window

Bild 5.6 zeigt die mittlere Verweilzeit und die entsprechende mittlere Harzviskosität des Reaktionsgemischs für das untersuchte Prozessfenster. Die Harzviskosität wird auf Basis des Viskositätsmodells (Kapitel 4.1.1) für $T = 26\text{ °C}$ bestimmt. Während für $\alpha = 3^\circ$ grundsätzlich eine geringere Verweilzeit modelliert wird, ist zwischen 5° und 7° kein signifikanter Unterschied vorhanden. Das prinzipiell größere Injektionsboxvolumen bei $\alpha = 7^\circ$ wird durch einen geringeren FG kompensiert. In Bezug auf die mittlere Viskosität zeigen sich Unterschiede in Abhängigkeit von α nur für $v_{pul} < 1,25\text{ m/min}$. Die mittlere Verweilzeit sollte die Gelzeit des

Harzsystems (untere Grenze ≈ 15 Minuten) nicht überschreiten. Die zugehörige mittlere Viskosität beträgt 1,3 Pa·s. Es wird ersichtlich, dass bei $\alpha = 3^\circ$ eine Geschwindigkeit von $v_{\text{pul}} = 0,5$ m/min nicht unterschritten werden sollte. Bei $\alpha = 5^\circ$ bzw. 7° beträgt die Grenze ca. 0,7 m/min. Dies deckt sich mit den Beobachtungen während der Versuche, bei denen insbesondere für $\alpha = 7^\circ$ und $v_{\text{pul}} < 1$ m/min kein stabiler Prozesspunkt erreicht werden kann.

Aufgrund des Einschwingverhaltens ist es für die Ermittlung von repräsentativen Messwerten wichtig, dass ein stabiler Prozesspunkt erreicht wird. In Bild 5.3 sind in den Druckmessschrieben die Auswertezeiträume für die jeweiligen Prozesspunkte gekennzeichnet. Es ist ersichtlich, dass für einzelne Prozesspunkte zum Zeitpunkt der Musterentnahme noch kein stabiles Niveau von p_{IB} und p_{WZ} erreicht wurde (z. B. $\alpha = 5^\circ/v_{\text{pul}} = 1$ m/min), was bei der späteren Diskussion der Ergebnisse berücksichtigt werden muss. Eine Beurteilung der Prozessstabilität für alle Versuchspunkte findet sich im Anhang in Kapitel 13.1.2.

Störeinfluss	Beschreibung	Effekt auf...
Füllgrad	ist nicht konstant, sondern abhängig von α , v_{pul} , Dosiermenge sowie Faserverteilung	Verweilzeit Viskosität Strecke zum Druckaufbau
Dosiermenge	ggf. pulsierend, insbesondere bei kleinen Austragsmengen	Füllgrad
Materialverteilung (Harz)	mangelnde Querverteilung, insbesondere bei großen Verweilzeiten	Viskosität Verweilzeitspektrum (ggf. mech. Eigenschaften)
Materialverteilung (Rovings)	Harzleckage & Druckverlust bei Zurücksetzen der Faserführungsplatte	Druck Füllgrad
Umgebungsbedingungen	Temperatur an den einzelnen Versuchstagen (Unterschied von bis zu 6 °C)	Viskosität Reaktivität
Einstellung des Winkels	Ableseungenauigkeit bei der Einstellung; Genauigkeit der Kalibrierung	Öffnungswinkel Füllgrad
Schlupf im Abzug	Schlupf bei hohen v_{pul} , insbesondere an Greifer 1	Pultrusionsgeschwindigkeit
Undichtigkeit Injektionsbox	teilweise Leckage am Drehgelenk nach Winkelverstellung	Druck

Tabelle 5.2: Potenzielle Störeinflüsse auf die Versuchsergebnisse

Table 5.2: Potential influencing factors on the experimental results

Tabelle 5.2 gibt abschließend einen Überblick zu beobachteten Störeinflüssen, die die experimentell ermittelten Versuchsergebnisse beeinflussen können. Insbesondere der Füllgrad, die Verteilung der Rovings, die Umgebungsbedingungen und eine genaue und reproduzierbare Einstellung des Öffnungswinkels sind als kritisch zu bewerten, weil davon die Harzviskosität und -reaktivität sowie die (lokale) Faserpermeabilität abhängen. Diese Parameter sollten bei zukünftigen Versuchen möglichst eng kontrolliert und konstant gehalten werden.

5.3 Einfluss von Öffnungswinkel und Pultrusionsgeschwindigkeit auf den Innendruck

Bild 5.7 zeigt den nach der oben beschriebenen Vorgehensweise ermittelten Druck in der Injektionsbox p_{IB} in Abhängigkeit von v_{pul} und α . Instationäre Prozesspunkte sind ebenfalls enthalten und je nach steigender/fallender Tendenz des Drucks im Auswertezeitraum gekennzeichnet.

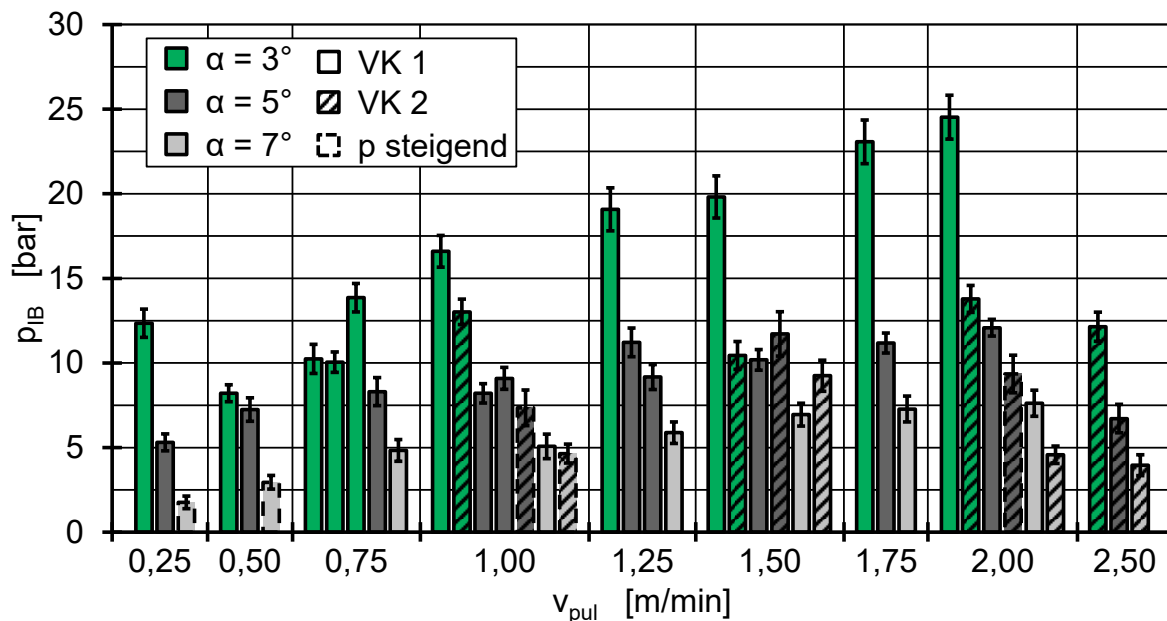


Bild 5.7: Gemessener Druck in der Injektionsbox p_{IB} in Abhängigkeit von v_{pul} und α

Fig. 5.7: Measured pressure in the injection box p_{IB} depending on v_{pul} and α

p_{IB} steigt in VK 1 wie zu erwarten tendenziell mit v_{pul} aufgrund der größeren Strömungsgeschwindigkeit des Harzes relativ zu den Fasern (vgl. Kapitel 2.1.2). Die einzige Ausnahme bildet der Prozesspunkt $3^\circ/0,25$ m/min, in dem möglicherweise die höhere mittlere Viskosität des Harzes (vgl. Bild 5.6) zu einem höheren Druck führt. Ein vergleichbarer Effekt ist bei den anderen Winkeln allerdings nicht sichtbar, wobei bei 7° noch kein stationärer Prozesspunkt erreicht war. Die Zunahme mit v_{pul} ist für $\alpha = 3^\circ$ größer als für 5° und 7° , was auf die nicht-lineare Abhängigkeit des Drucks vom Fasergehalt bzw. der Permeabilität zurückzuführen ist (vgl. Bild 5.12). Unter Berücksichtigung der Standardabweichungen sowie der Genauigkeit des Drucksensors in VK 1 (± 2 bar) ist bei $\alpha = 5^\circ$ und $\alpha = 7^\circ$ tendenziell ein

abflachender Verlauf von p_{IB} mit v_{pul} erkennbar. Es fällt auf, dass für $\alpha = 3^\circ$ und $v_{pul} \geq 0,75$ m/min vergleichsweise große Werte von p_{IB} gemessen werden. Diese Versuche fanden separat von den anderen Prozesspunkten bei 3° statt. Am Ende dieses Versuchstags kam es bei Prozessende zu einer Blockade der Injektionsbox und in der Folge zu einem Profilabriss, was möglicherweise auf (reagierende) Harzansammlungen in der Injektionsbox hindeutet. Diese kann auch schon während der vorherigen Prozesspunkte aufgetreten sein und die Druckwerte verfälscht haben.

In VK 2 ist für p_{IB} keine eindeutige Abhängigkeit von v_{pul} sichtbar. Wird v_{pul} von 1,0 m/min auf 1,5 bzw. 2,0 m/min gesteigert, zeigt sich für $\alpha = 3^\circ$ und $\alpha = 5^\circ$ bzw. 7° ein gegenläufiges Verhalten. Beim Schritt von 2,0 auf 2,5 m/min hingegen ist für alle Winkel eine fallende oder gleichbleibende Tendenz erkennbar. Dieses im Vergleich zu VK 1 andere Verhalten liegt möglicherweise an der geänderten Versuchsreihenfolge: während in VK 1 bei konstantem Winkel die Geschwindigkeit variiert wurde, wird in VK 2 bei konstantem v_{pul} α geändert. Dies führt dazu, dass Prozesspunkte bei gleichem Winkel, aber unterschiedlichen Geschwindigkeiten, nur bedingt vergleichbar sind, weil zwischenzeitlich mehrfach der Winkel und die Position der Faserführungsplatte verändert wurden. Grundsätzlich fällt allerdings auf, dass eine Vergrößerung des Winkels im Prozess ($3^\circ \rightarrow 5^\circ \rightarrow 7^\circ$) tendenziell zu einem quantitativ größeren Druckabfall führt als der entsprechende Druckanstieg bei der erneuten Verringerung des Winkels ($7^\circ \rightarrow 5^\circ \rightarrow 3^\circ$) nach der Steigerung der Geschwindigkeit ($1,0 \rightarrow 1,5$ m/min bzw. $2,0 \rightarrow 2,5$ m/min) (vgl. Bild 5.3). Dies kann damit zusammenhängen, dass bei der Verstellung der Faserführungsplatte vor der Verringerung des Winkels so viel Harz aus der Injektionsbox abfließen kann, dass sich der Füllgrad und damit die mittlere Viskosität sprunghaft verringern. In der Folge ist in Bild 5.3 nach der Verstellung ein signifikanter Druckabfall sichtbar, der den Druckanstieg durch die Verringerung des Winkels teilweise (über-)kompensiert.

Grundsätzlich führt ein größerer Öffnungswinkel in beiden Versuchskampagnen wie zu erwarten zu einem geringeren Druck, weil ein größeres freies Volumen für die Rückströmung vorhanden ist. Einzige Ausnahme bildet der Prozesspunkt $v_{pul} = 1,5$ m/min in VK 2. Hier führt möglicherweise die oben beschriebene Verringerung des Füllgrads bei der Umstellung auf $\alpha = 3^\circ$ zu so einem großen Druckabfall, dass der Wert geringer ist als bei 5° . Der Zusammenhang zwischen α und p_{IB} ist nicht linear.

Anhand von drei Prozesspunkten soll die Reproduzierbarkeit der Messungen bewertet werden. Für den Prozesspunkt $\alpha = 3^\circ / v_{pul} = 0,75$ m/min sind in Bild 5.7 drei Messwerte dargestellt, wobei die ersten zwei Werte im Abstand von ca. 60 Minuten und der dritte Wert am folgenden Versuchstag ermittelt wurden. Während zwischen den hintereinander gemessenen Werten wie zu erwarten kein signifikanter Unterschied besteht, zeigt sich beim dritten Wert eine

signifikante Abweichung der Mittelwerte von ca. 3,8 bar. Die insgesamt höheren Druckwerte bei dieser Versuchsreihe ($\alpha = 3^\circ/v_{\text{pul}} \geq 0,75 \text{ m/min}$) wurden oben bereits diskutiert. In den Prozesspunkten $5^\circ/1,0 \text{ m/min}$ und $5^\circ/1,25 \text{ m/min}$ zeigen sich mit 0,8 bzw. 2 bar nur kleinere Abweichungen. Interessant ist, dass bei den jeweils ersten Werten eine deutliche Drucksteigerung bei der Erhöhung von v_{pul} sichtbar ist (+3 bar), während es bei den jeweils zweiten Werten keinen signifikanten Unterschied gibt. Eine mögliche Erklärung hierfür können unterschiedliche Füllgrade bei den beiden betrachteten Prozessreihen sein. Insgesamt zeigt die Analyse der Reproduzierbarkeit weiteres Potenzial zur Reduzierung von Störeinflüssen. Insbesondere eine Nachverfolgung und Regelung des Füllgrads, der Faserverteilung sowie der Umgebungsbedingungen sollte die Vergleichbarkeit der Ergebnisse erhöhen.

Es fällt auf, dass die Werte von p_{IB} in VK 2 mit Ausnahme von $v_{\text{pul}} = 1,5 \text{ m/min}$ tendenziell gleich oder kleiner sind als die jeweiligen Werte in VK 1. Dies gilt insbesondere für $\alpha = 3^\circ$, wo in VK 1 vergleichsweise hohe Werte gemessen wurden (s.o.). Neben den bestehenden Herausforderungen bei der Kontrolle der Störeinflüsse (siehe Tabelle 5.2) kann die leicht höhere Umgebungstemperatur bei VK 2 zu einer insgesamt geringeren Viskosität und tendenziell geringeren Drücken führen.

Bild 5.8 zeigt den nach der oben beschriebenen Vorgehensweise ermittelten Druck im Pultrusionswerkzeug p_{WZ} in Abhängigkeit von v_{pul} und α . Instationäre Prozesspunkte sind ebenfalls enthalten und je nach steigender/fallender Tendenz im Auswertezeitraum gekennzeichnet.

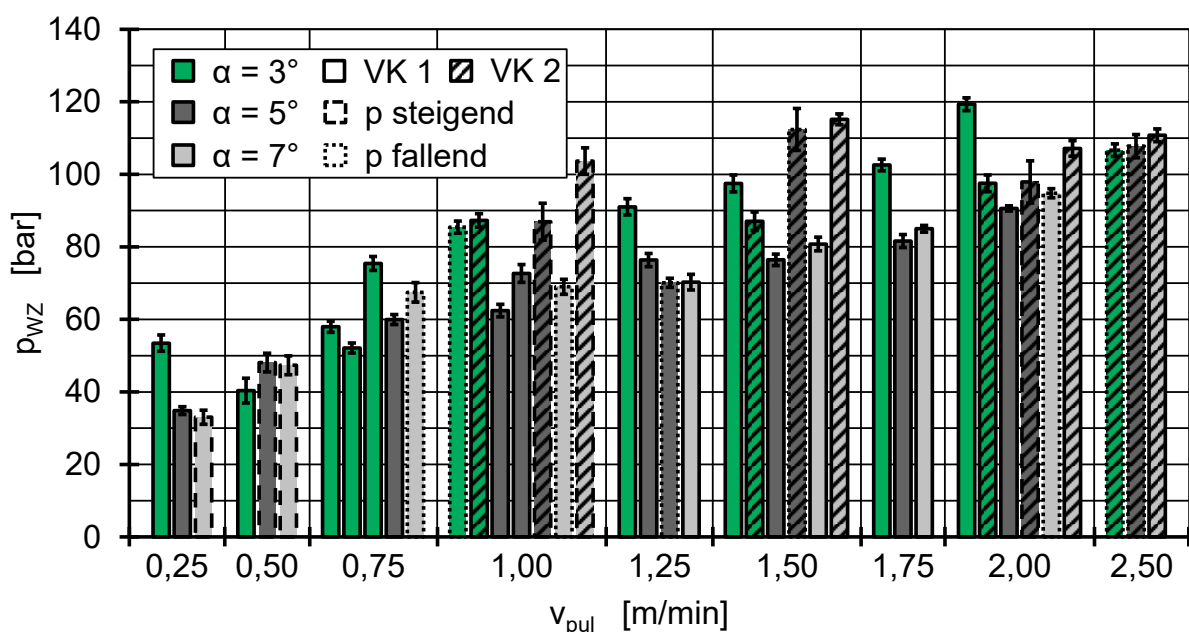


Bild 5.8: Gemessener Druck im Werkzeug p_{WZ} in Abhängigkeit von v_{pul} und α
 Fig. 5.8: Measured pressure in the pultrusion die p_{WZ} depending on v_{pul} and α

Für VK 1 steigt p_{WZ} für $\alpha = \text{konstant}$ tendenziell mit v_{pul} . Einzige Ausnahme bildet wie bei p_{IB} der Prozesspunkt bei $v_{pul} = 0,25 \text{ m/min}$. Während für p_{IB} der höhere Druck durch die höhere Relativgeschwindigkeit zwischen Fasern und Harz erklärt werden kann, ist die Drucksteigerung bei p_{WZ} zunächst kontraintuitiv, da eine höhere Geschwindigkeit tendenziell mit einer geringeren Temperaturerhöhung und damit auch geringeren Volumenexpansion auf der Strecke bis zum Drucksensor einhergeht. Gleichzeitig bewirkt die höhere Geschwindigkeit, dass der entstehende Druck aufgrund der Volumenexpansion tendenziell weniger in Richtung Injektionsbox relaxieren kann. Während bei geringen Pultrusionsgeschwindigkeiten verhältnismäßig viel Zeit vorhanden ist, um den Druck durch Mikrofließbewegungen des Harzes relativ zu den Fasern abzubauen, wird dies bei hohen Geschwindigkeiten erschwert. Dieser Effekt nimmt bei hohen Geschwindigkeiten jedoch anscheinend ab, sodass für $\alpha = 5^\circ$ und $\alpha = 7^\circ$ tendenziell ein abflachender Verlauf zu beobachten ist. Auch für VK 2 steigt p_{WZ} tendenziell mit v_{pul} . Für $\alpha = 5^\circ$ und $\alpha = 7^\circ$ gibt es jedoch einen Druckabfall von $1,5 \text{ m/min}$ nach $2,0 \text{ m/min}$, was vermutlich auf die veränderte Versuchsreihenfolge zurückzuführen ist (s.o.).

Im Gegensatz zu p_{IB} scheint der Öffnungswinkel nur einen untergeordneten Einfluss auf den Druck im Werkzeug zu haben. Zwar liegt in VK 1 $p_{WZ}(3^\circ)$ meist oberhalb von $p_{WZ}(5^\circ)$ und $p_{WZ}(7^\circ)$, $p_{WZ}(7^\circ)$ ist jedoch immer gleich oder größer als $p_{WZ}(5^\circ)$. Die hohen Drücke bei der Versuchsreihe $\alpha = 3^\circ/v_{pul} \geq 0,75 \text{ m/min}$ wurden bereits zuvor diskutiert. In VK 2 steigt p_{WZ} sogar tendenziell mit größerem Öffnungswinkel. In Bild 5.3 ist ersichtlich, dass eine Vergrößerung des Öffnungswinkels zwar initial einen Abfall von p_{WZ} bewirkt, der Druck in der Folge aber wieder ansteigt und den ursprünglichen Abfall teilweise sogar überkompensiert. Gleiches gilt in umgekehrter Weise für eine Verringerung des Öffnungswinkels. Die von der Verstellung des Winkels gefolgte Änderung der Verweilzeit bzw. Viskosität bewirkt eine entsprechend verringerte/erhöhte Fließfähigkeit des Harzes und damit die Fähigkeit, dem Druckanstieg aufgrund der Volumenexpansion auszuweichen.

Wie schon bei p_{IB} zeigt auch die Analyse von p_{WZ} für die wiederholten Versuchspunkte Potenzial zur Verbesserung der Reproduzierbarkeit. Im Prozesspunkt $\alpha = 3^\circ/v_{pul} = 0,75 \text{ m/min}$ werden drei unterschiedliche Werte im Bereich 52–75 bar gemessen. Im Gegensatz zu p_{IB} ist bei p_{WZ} aber auch zwischen den ersten beiden Werten eine Differenz von ca. 5,9 bar sichtbar, die durch weitere Versuchsdaten nicht begründbar ist. Auch bei den Prozesspunkten $\alpha = 5^\circ/v_{pul} = 1,0 \text{ m/min}$ und $\alpha = 5^\circ/v_{pul} = 1,25 \text{ m/min}$ zeigt sich die bereits bei p_{IB} diskutierte Abweichung der Messwerte.

Beim Vergleich der Werte von VK 1 und VK 2 fällt auf, dass – bis auf $\alpha = 3^\circ - p_{WZ}$ in VK 2 immer größer ist als der jeweilige Wert in VK 1. Dies ist entgegengesetzt zur Beobachtung bei p_{IB} . Ursächlich hierfür kann die höhere Umgebungstemperatur in VK 2 sein (Tabelle 13.4), die zwar einerseits zu einer geringeren Viskosität des Reaktionsharzes in der Injektionsbox,

andererseits aber auch zu einem schnelleren Viskositätsanstieg im beheizten Pultrusionswerkzeug führen kann, was wiederum die Relaxation des Drucks in VK 2 erschwert.

Abschließend lässt sich festhalten, dass eine höhere Pultrusionsgeschwindigkeit tendenziell zu einem höheren Druck in der Injektionsbox sowie im Pultrusionswerkzeug führt. Der Öffnungswinkel hingegen beeinflusst in erster Linie p_{IB} , wobei ein größerer Winkel den Druck senkt. Es gibt jedoch auch vereinzelt Prozesspunkte, bei denen Abweichungen von diesem Verhalten zu beobachten sind. Zudem zeigt die Analyse der Reproduzierbarkeit sowie der Vergleich zwischen den zwei Versuchskampagnen, dass es neben den untersuchten Parametern noch weitere Einflussgrößen gibt, die den Druck signifikant beeinflussen.

Zur Überprüfung der Anwendbarkeit von einfachen eindimensionalen Druckmodellen wird die analytische Lösung für den eindimensionalen Fall von *Kim et al.* (Gl. 2.8) auf die verwendete Injektionsboxgeometrie angewendet (Bild 5.9). Der Faservolumengehalt in Abhängigkeit der Position in der Injektionsbox ergibt sich gemäß Gl. 5.1 zu:

$$\varphi(x) = \frac{\varphi(x = L) \cdot d}{d + (L - x) \cdot \tan \alpha} \quad (\text{Gl. 5.1})$$

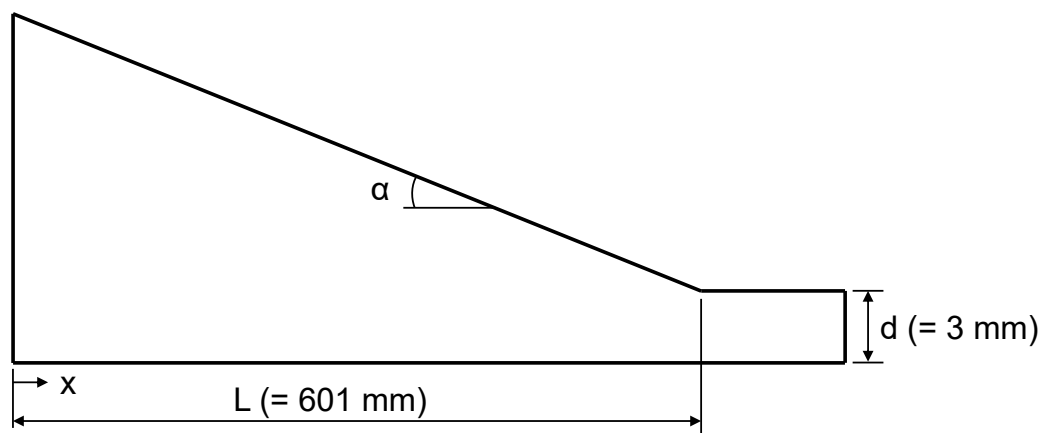


Bild 5.9: Modellierung der Injektionsboxgeometrie

Fig. 5.9: Model of the injection box geometry

Der Faservolumengehalt ist gemeinsam mit der Permeabilität nach Kozeny-Carman mit den Parametern von *Bezerra* (vgl. Kapitel 2.1.2) für die Öffnungswinkel 3° , 5° und 7° in Bild 5.10 dargestellt. Es wird deutlich, dass der Fasergehalt erst auf den letzten 100 mm stark ansteigt und dementsprechend die Permeabilität in Faserrichtung um mehrere Größenordnungen fällt. Dabei ist der Fasergehalt umso geringer bzw. die Permeabilität umso größer, je größer der Öffnungswinkel ist.

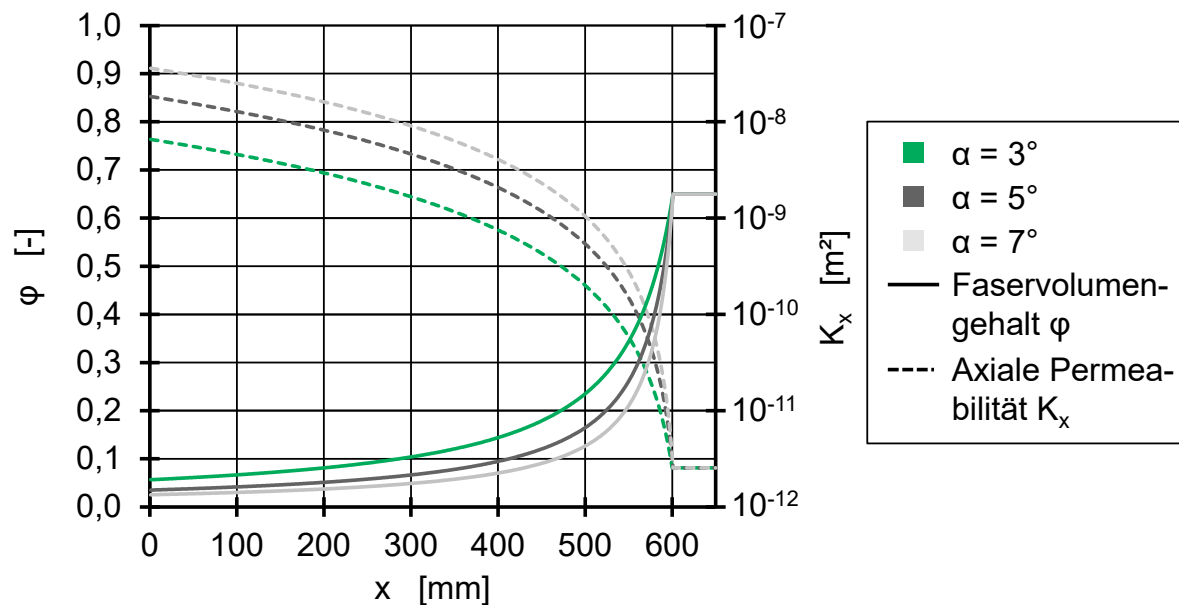


Bild 5.10: Modellierung von Faservolumengehalt und Permeabilität in der Injektionsbox
 Fig. 5.10: Modelled fiber volume content and permeability in the injection box

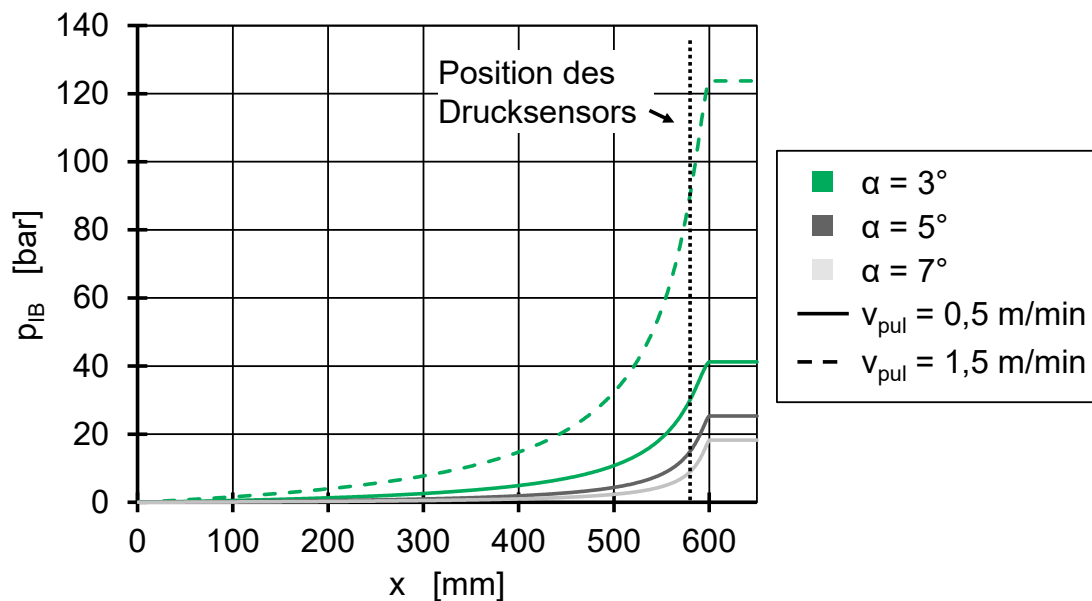


Bild 5.11: Exemplarischer modellierter Verlauf des Drucks in der Injektionsbox
 Fig. 5.11: Exemplary modelled development of the pressure in the injection box

Bild 5.11 zeigt exemplarisch den mit Gl. 2.8 modellierten Druckverlauf in der Injektionsbox aufgrund der eindimensionalen Strömung in Abhängigkeit des Öffnungswinkels und der Pultrusionsgeschwindigkeit (konstante Viskosität $\eta = 400 \text{ mPa}\cdot\text{s}$, vollständige Füllung). Analog zum Faservolumengehalt bzw. der Permeabilität steigt der Druck signifikant erst kurz vor Ende der Injektionsbox. Dabei ist der Anstieg umso größer, je kleiner der Öffnungswinkel ist und je größer die Pultrusionsgeschwindigkeit ist.

Bild 5.12 zeigt schließlich den berechneten Druck an der Position des Sensors für die untersuchten Prozesspunkte. Zur Modellierung werden für jeden Prozesspunkt der geschwindigkeits- und winkelabhängige Füllgrad sowie die jeweilige mittlere Viskosität verwendet (vgl. Bild 5.4 und 5.6). Aufgrund der hohen Verweilzeit bzw. Viskosität wird bei $v_{\text{pul}} = 0,25 \text{ m/min}$ zunächst ein höherer Druck als bei $v_{\text{pul}} = 0,5 \text{ m/min}$ vorhergesagt. Mit zunehmender Geschwindigkeit steigt der Druck annähernd linear, wobei die Steigung bei kleinerem Winkel größer ist. Die modellierten Druckverläufe stimmen zwar qualitativ mit dem gemessenen Drücken überein, liegen aber um ca. eine Größenordnung höher. Insbesondere für VK 1 zeigt sich mit Ausnahme von zwei Ausreißern bei $v_{\text{pul}} = 0,25 \text{ m/min}$ (stationäre Prozesspunkte) ein annähernd konstantes Verhältnis von ca. 9,2:1. Für VK 2 lässt sich dies nicht bestätigen, weil hier der gemessene Druck weitestgehend unabhängig von der Pultrusionsgeschwindigkeit ist. Das eindimensionale Modell überschätzt demnach den Druck in der Injektionsbox aufgrund der getroffenen Vereinfachungen (z. B. eindimensionale Strömung; ideale, parallele Faserverteilung; Vernachlässigung von Luft) deutlich.

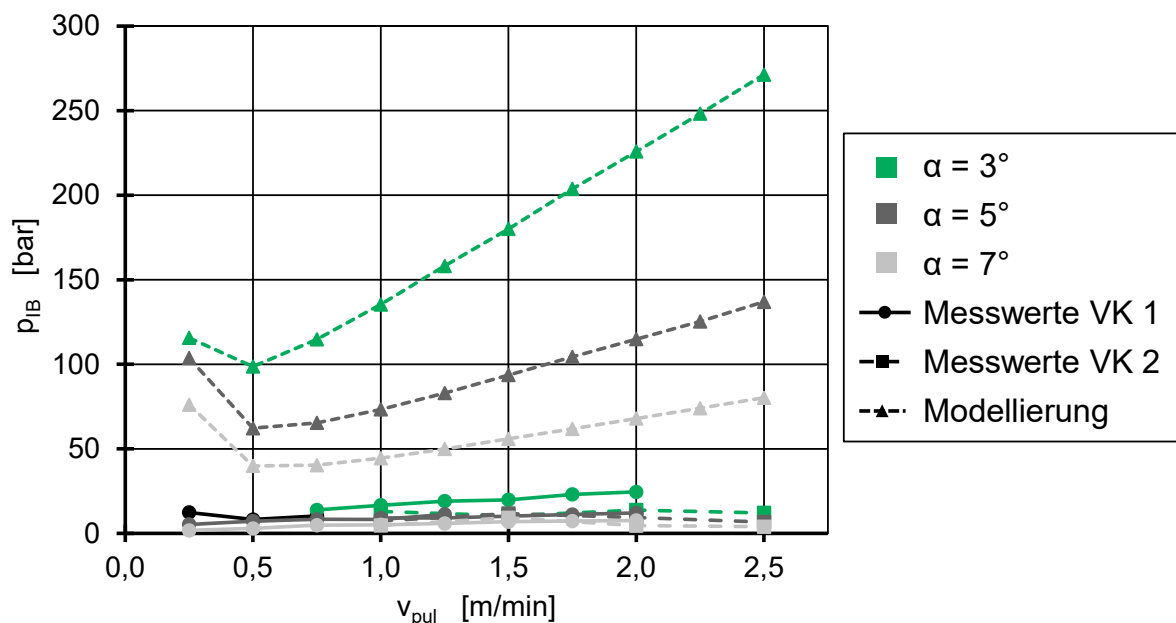


Bild 5.12: Modellierter und gemessener Druck an der Sensorposition in Abhängigkeit von α und v_{pul}

Fig. 5.12: Modelled and measured pressure at the sensor position depending on α and v_{pul}

5.4 Einfluss von Öffnungswinkel und Pultrusionsgeschwindigkeit auf die Bauteilqualität

5.4.1 Verwendete Methoden zur Beurteilung der Bauteilqualität

Während des Auswertzeitraums der Druckmessungen (siehe Kapitel 5.2) werden Musterbauteile für umfangreiche Qualitätsprüfungen entnommen. Das Ziel ist es, den Zusammenhang zwischen Öffnungswinkel α und Pultrusionsgeschwindigkeit v_{pul} , dem Druck

in Injektionsbox p_{IB} und Werkzeug p_{WZ} sowie der resultierenden Bauteilqualität aufzuzeigen. Hierfür werden ausgewählte Prüfungen der DIN EN 13706 Teil 3 (*Verstärkte Kunststoffverbundwerkstoffe - Spezifikationen für pultrudierte Profile*) [NN02b] um weitere Standardprüfungen für faserverstärkte Kunststoffe erweitert. Der Prüfumfang je Prozesspunkt ist in Tabelle 5.3 dargestellt. Axiale Prüfrichtung bedeutet in Profilrichtung (= Faserrichtung). Die Maße und Position der entnommenen Probekörper sind im Anhang (Kapitel 13.1.3) dargestellt. Der Zuschnitt erfolgt mittels Wasserstrahlschneiden. Wo nicht anders angegeben, werden 5 Probekörper je Prüfung verwendet.

Prüfung	Prüfrichtung	Norm	Anmerkung
Ebenheit in Querrichtung	transversal	DIN EN 13706 Teil 2	ein Profilstreifen (Breite 60 mm) je Prozesspunkt
Biegeeigenschaften	axial und transversal	DIN EN ISO 14125	
Zugeigenschaften	transversal	DIN EN ISO 527-4	Aufgrund der zu geringen Profilbreite wird eine von der Norm abweichende Probekörpergeometrie verwendet.
interlaminare Scherfestigkeit	axial und transversal	DIN EN ISO 14130	
Glasgehalt (Kalzinierung)	-	DIN EN ISO 1172	drei Probekörper je Prozesspunkt
Dichte (Eintauchverfahren)	-	DIN EN ISO 1183-1	Die Bestimmung von Dichte und Glasgehalt erfolgt mit denselben Probekörpern.
dynamisch-mechanische Analyse (erzwungene Biegeschwingung)	transversal	ISO 6721-5	zwei Probekörper je Prozesspunkt
Mikroskopie	axial	-	drei Probekörper je Prozesspunkt
Bauteildicke	-	-	Die Ermittlung der Bauteildicke erfolgt anhand der Probekörper zur Ermittlung der Zug- und Biegeeigenschaften sowie interlaminaren Scherfestigkeit.

Tabelle 5.3: Übersicht der durchgeführten Qualitätsuntersuchungen

Table 5.3: Overview of the conducted quality evaluation

Die Bestimmung der Ebenheit in Querrichtung dient zur Kontrolle des Bauteilverzugs. Der Fasergehalt, die Bauteildicke und die ermittelte Glasübergangstemperatur aus der dynamisch-mechanischen Analyse geben Aufschluss über die Vergleichbarkeit der Ergebnisse. Der

Porengehalt soll anhand der Dichteprüfung sowie der Mikroskopieaufnahmen untersucht werden. Insbesondere die transversalen Biege- und Zugeigenschaften sowie die interlaminae Scherfestigkeit erlauben Rückschlüsse auf die Qualität der Imprägnierung.

5.4.2 Ergebnisse

Bereits bei der Begutachtung der hergestellten Muster fällt auf, dass sie teilweise eine ausgeprägte Wölbung quer zur Produktionsrichtung aufweisen. Dies kann auf eine ungleiche Faserverteilung aufgrund der asymmetrischen Injektionsboxgeometrie (einseitiger Winkel) oder auf ungleiche Aushärte- und Abkühlbedingungen des Profils auf der Ober- und Unterseite zurückzuführen sein. Der Bauteilverzug lässt sich durch eine verbesserte Einstellung der Wasserkühlung (vgl. Kapitel 5.1) minimieren, aber nicht vollständig eliminieren. Bild 5.13 zeigt die Abweichung von der Ebenheit in Querrichtung für alle Prozesspunkte.

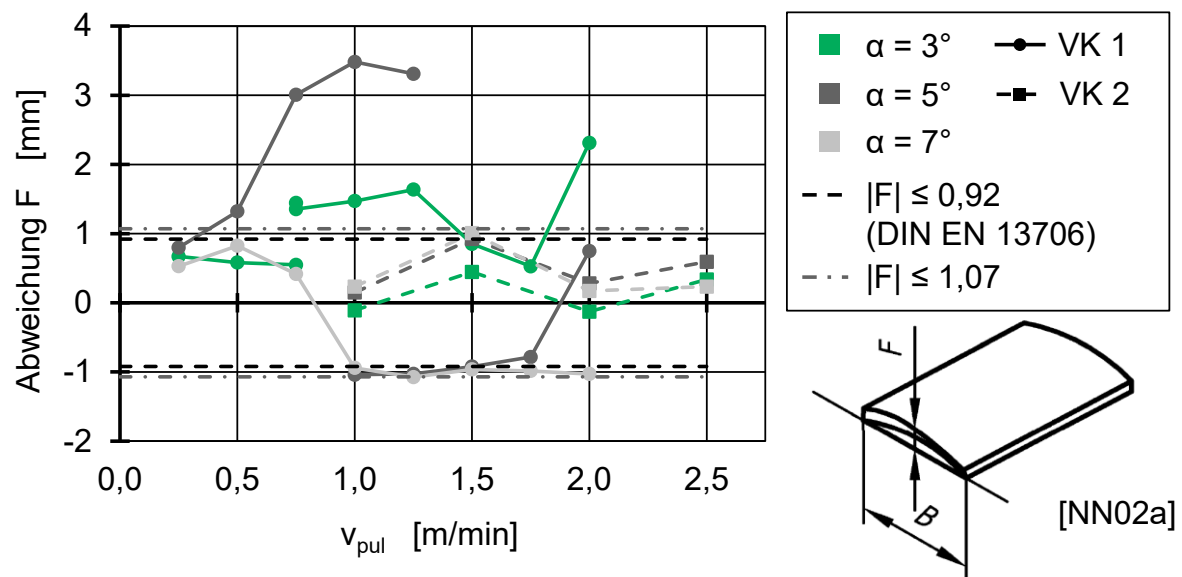


Bild 5.13: Abweichung von der Ebenheit in Querrichtung gem. DIN EN 13706

Fig. 5.13: Deviation of flatness in transverse direction acc. to DIN EN 13706

Es wird deutlich, dass einige Bauteile einen erheblichen Verzug aufweisen, was die Ergebnisse der mechanischen Prüfung beeinflussen kann. DIN EN 13706 gibt als tolerierbaren Grenzwert für die Abweichung 0,8 % der Bauteilbreite vor, was bei den hergestellten Profilen 0,92 mm entspricht. Um eine breitere Vergleichsbasis für die weiteren Prüfungen zu haben, werden im Folgenden Profile mit einer Abweichung von bis zu 1,07 mm berücksichtigt. In den übrigen Abbildungen dieses Kapitels sind die Kennwerte aller Bauteile dargestellt und dabei die verzogenen Bauteile gesondert ausgewiesen. Bei der Auswertung der Biege- und Zugeigenschaften, der dynamisch-mechanischen Analyse sowie der interlaminae Scherfestigkeit werden der Vollständigkeit halber alle Werte dargestellt, aber zum Vergleich

lediglich diejenigen Bauteile betrachtet, deren Abweichung von der Ebenheit bis zu 1,07 mm beträgt.

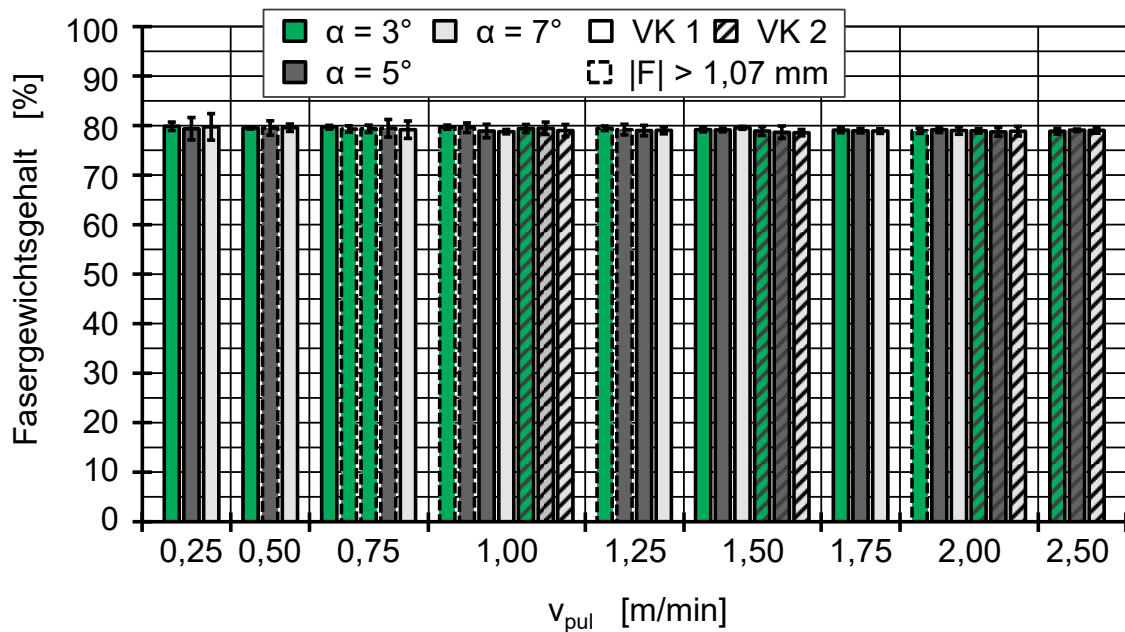


Bild 5.14: Fasergewichtsgehalt aller entnommenen Muster gem. DIN EN ISO 1172

Fig. 5.14: Fiber weight content of all collected samples acc. to DIN EN ISO 1172

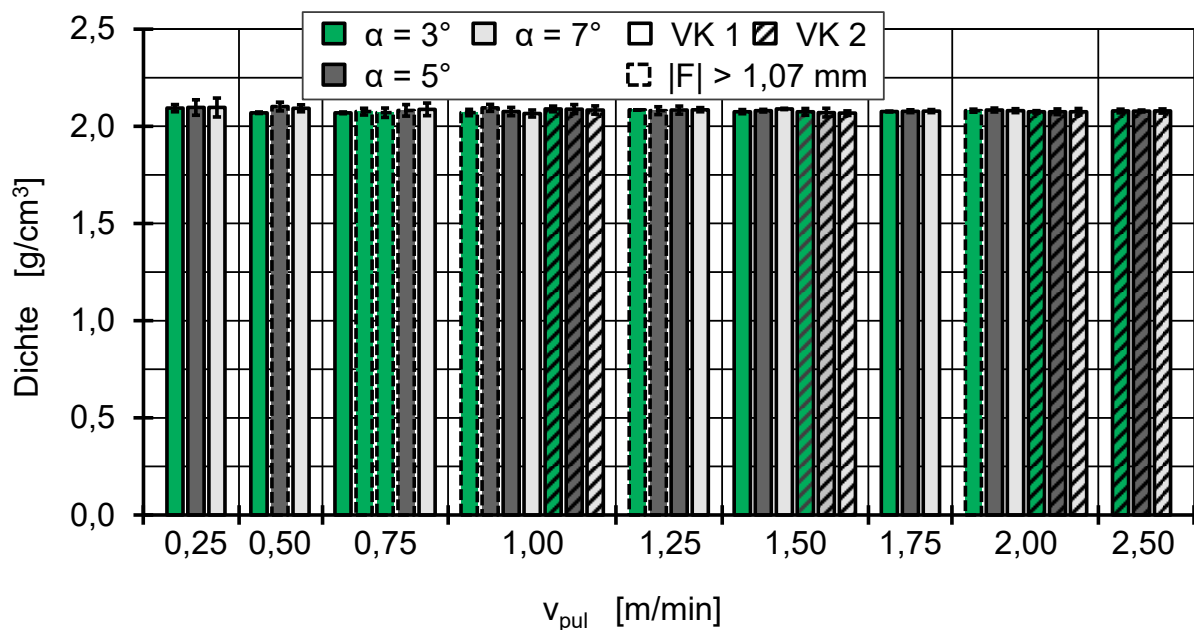


Bild 5.15: Dichte aller entnommenen Muster gem. DIN EN ISO 1183-1

Fig. 5.15: Density of all collected samples acc. to DIN EN ISO 1183-1

Bild 5.14 zeigt den Fasergewichtsgehalt der entnommenen Muster in Abhängigkeit von α und v_{pul} . Verzogene Bauteile sind ebenfalls dargestellt, da kein Einfluss auf den gemessenen Fasergehalt zu erwarten ist. Die Mittelwerte liegen zwischen 78,6 % und 79,9 % und weisen eine für faserverstärkte Bauteile typische Streuung auf, die auf eine ungleichmäßige

Faserverteilung zurückzuführen ist. Die Werte scheinen mit v_{pul} tendenziell leicht abzunehmen, liegen aber noch innerhalb der Standardabweichungen. Zusammen mit der tendenziell größeren Streuung bei geringeren Pultrusionsgeschwindigkeiten deutet dies auf enthaltene Poren bei kleinen v_{pul} hin. Diese Tendenz zeigt sich ebenfalls bei den Werten für die Dichte (Bild 5.15). Poren im Probekörper führen zu einem geringeren Anteil der Matrix und damit zu einem scheinbar höheren Fasergehalt sowie einer scheinbar größeren Dichte. Eine eindeutige Abhängigkeit von α ist weder beim Fasergewichtsgehalt noch bei der Dichte sichtbar.

Bild 5.16 zeigt die Glasübergangstemperatur T_g derjenigen Muster, deren Verzug innerhalb der zuvor gesetzten Grenzen liegt ($|F| \leq 1,07$ mm). Die Glasübergangstemperatur wird hier als diejenige Temperatur definiert, bei der der Tangens des Phasenwinkels δ zwischen Verlust- und Speichermodul in der dynamisch-mechanischen Analyse (DMA) ein Maximum aufweist. Es ist zu beachten, dass zur Bestimmung des Mittelwerts lediglich zwei Probekörper zur Verfügung standen.

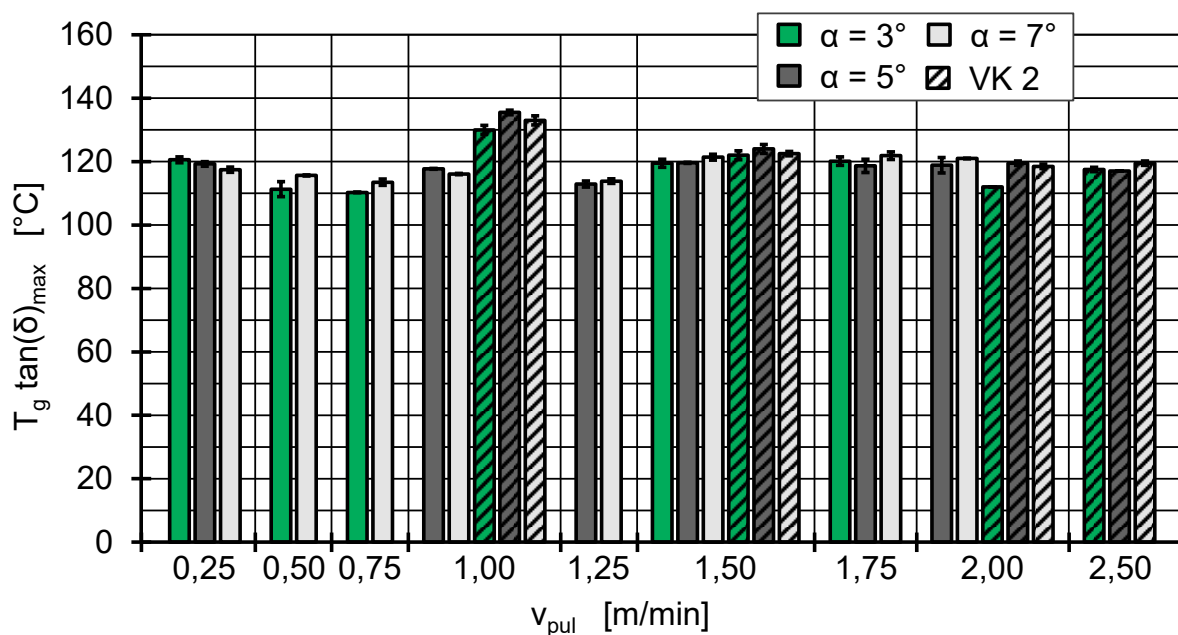


Bild 5.16: Glasübergangstemperatur ausgewählter Muster gem. DIN EN ISO 6721-5

Fig. 5.16: Glass transition temperature of selected samples acc. to DIN EN ISO 6721-5

Für VK 1 ist keine Abhängigkeit von α oder v_{pul} sichtbar. Dies spricht dafür, dass die geschwindigkeitsabhängige Anhebung der Werkzeugtemperaturen wie beabsichtigt zu einem gleichmäßigen Vernetzungsgrad geführt hat. Für VK 2 und $v_{pul} = 1,0$ m/min werden vergleichsweise hohe Werte der Glasübergangstemperatur gemessen, ohne dass dafür ein spezieller Grund ersichtlich ist.

In Bild 5.17 ist die Dicke der hergestellten Bauteile in Abhängigkeit von α und v_{pul} dargestellt. Auch wenn die relativ hohe Streuung keine eindeutige Aussage zulässt, zeigt sich tendenziell eine Zunahme der Bauteildicke mit der Pultrusionsgeschwindigkeit. Dies ist vermutlich auf den

höheren Werkzeuginnendruck bei größeren v_{pul} zurückzuführen. Aufgrund der zu geringen Steifigkeit des Pultrusionswerkzeugs weitet es sich in Folge des Innendrucks auf. *Bezerra* beobachtete in seinen Versuchen einen vergleichbaren Effekt [Bez17].

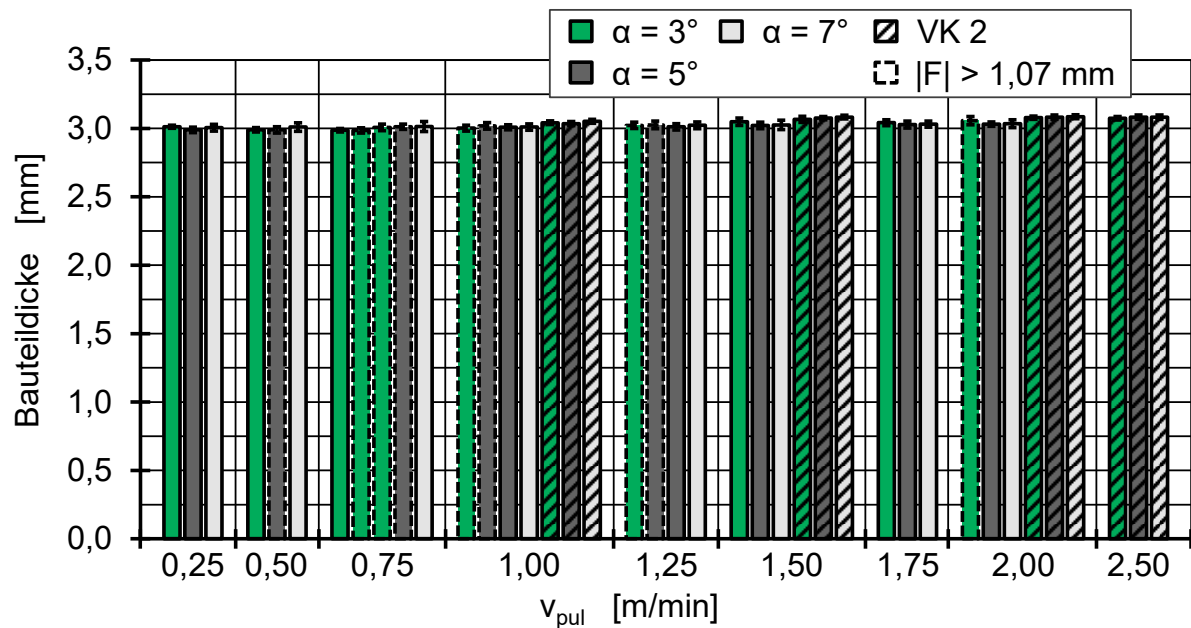


Bild 5.17: Dicke der hergestellten Profile in Abhängigkeit von α und v_{pul}

Fig. 5.17: Thickness of the produced profiles depending on α and v_{pul}

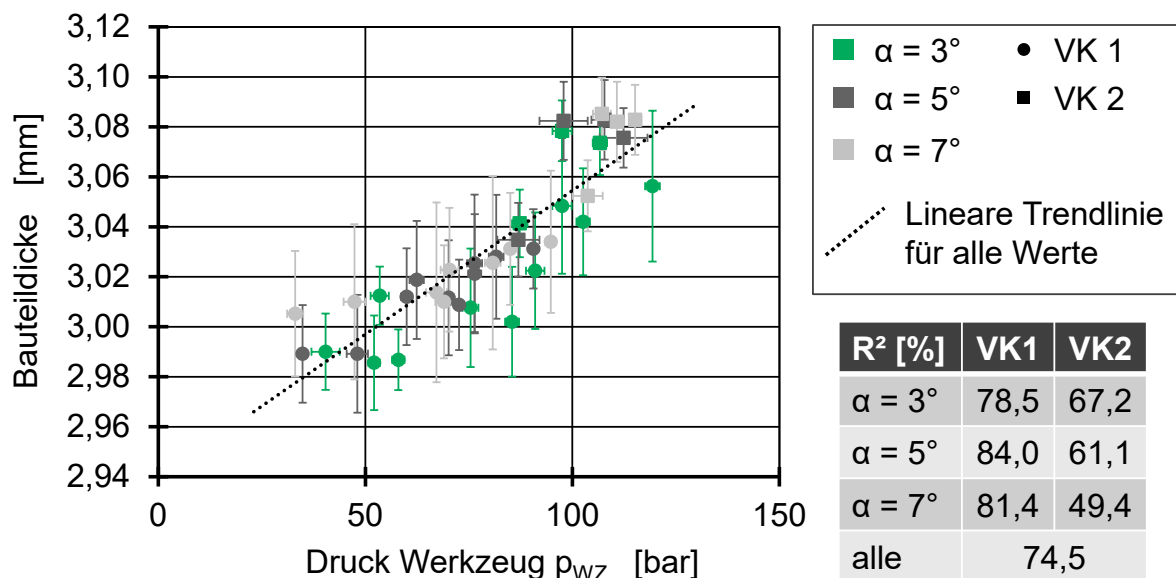


Bild 5.18: Dicke der hergestellten Profile in Abhängigkeit von p_{wz}

Fig. 5.18: Thickness of the produced profiles depending on p_{wz}

Bild 5.18 zeigt die Bauteildicke in Abhängigkeit von p_{wz} . Es ist insbesondere für VK 1 eine Zunahme der Mittelwerte mit p_{wz} sichtbar. Das Bestimmtheitsmaß für einen linearen Zusammenhang über alle Mittelwerte beträgt 74,5 %. Die tendenziell größere Bauteildicke mit

steigendem v_{pul} kann ebenfalls eine Erklärung für die leicht sinkenden Werte von Fasergewichtsgehalt und Dichte sein. Für den Verarbeiter bedeutet dies, dass seine Pultrusionswerkzeuge steif genug ausgelegt sein müssen, um die geforderten Bauteilmaße und -toleranzen auch bei hohen Geschwindigkeiten zu erreichen.

Zur Anfertigung der Mikroskopieaufnahmen werden die entnommenen Probekörper in Harz eingebettet und dann in mehreren Schritten geschliffen sowie poliert und unter einem Mikroskop in 100-facher Vergrößerung betrachtet. Die Blickrichtung ist dabei parallel zur Faserorientierung. Je Probekörper werden mehrere Einzelaufnahmen zu einer Panoramaaufnahme zusammengesetzt, um den gesamten Querschnitt darzustellen. In den Überlappungsbereichen der Einzelaufnahmen ist eine dunkle Schattierung sichtbar (vgl. Bild 5.19). Die Panoramaaufnahmen in 100-facher Vergrößerung ermöglichen die Identifikation von Makroporosität, die als großflächige, schwarze Verfärbung sichtbar ist.

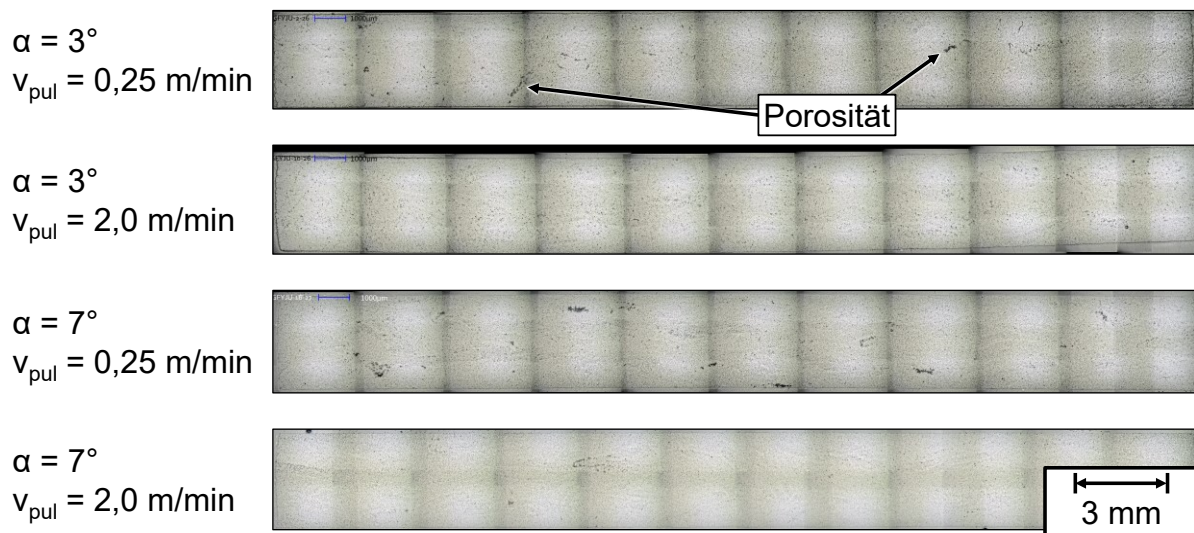


Bild 5.19: Exemplarische Mikroskopieaufnahmen bei 0,25 und 2,0 m/min (VK 1)

Fig. 5.19: Exemplary microscopic pictures at 0,25 and 2,0 m/min (VK 1)

In Bild 5.19 sind exemplarisch Schliffbilder der Musterbauteile aus VK 1 bei 0,25 und 2,0 m/min sowie $\alpha = 3^\circ$ bzw. 7° dargestellt. Weitere exemplarische Schliffbilder finden sich im Anhang in Kapitel 13.1.4. Grundsätzlich lässt sich feststellen, dass die Mikroskopieaufnahmen eine überwiegend gute Imprägnierqualität zeigen und nur wenige Bereiche mit Makro- oder Mikroporosität vorliegen. Bei den Bauteilen aus VK 1 ist die Makroimprägnierung tendenziell bei $v_{\text{pul}} = 0,25 \text{ m/min}$ für alle Öffnungswinkel am schlechtesten, was auf den geringen Druck in der Injektionsbox in Verbindung mit der tendenziell größeren Harzviskosität zurückzuführen ist. Mit zunehmender Geschwindigkeit wird die Makroporosität weiter verringert, wobei oberhalb von 1,0 m/min kein qualitativer Unterschied mehr sichtbar ist. Dies korreliert mit dem tendenziell abflachenden Verlauf des Drucks in der Injektionsbox bei höheren

Geschwindigkeiten. Bei einem Öffnungswinkel von $\alpha = 3^\circ$ scheint die Imprägnierqualität tendenziell etwas besser zu sein als bei 5° und 7° , was ebenfalls mit dem höheren Druck bei diesen Prozesspunkten korreliert. Bei VK 2 zeigen alle Bauteile mit Ausnahme der Prozesspunkte $v_{pul} = 1,0 \text{ m/min}/\alpha = 3^\circ$ sowie $v_{pul} = 1,5 \text{ m/min}/\alpha = 7^\circ$, bei denen eine tendenziell leicht schlechtere Makroimprägnierung sichtbar ist, eine gute Imprägnierqualität.

Bei den mechanischen Kennwerten ist kein eindeutiger Einfluss von v_{pul} oder α sichtbar. Auf den Bildern 5.20 bis 5.23 sind exemplarisch die transversale Biegesteifigkeit sowie die transversale interlaminare Scherfestigkeit (ILSS) dargestellt. Eine Übersicht aller gemessenen Kennwerte der Biege- und Zugprüfung sowie die axiale interlaminare Scherfestigkeit findet sich im Anhang (Kapitel 13.1.5). Die transversale Biegesteifigkeit zeigt in VK 1 keine eindeutige Abhängigkeit von v_{pul} (Bild 5.20). Für VK 2 sind nur bei $v_{pul} = 1,0 \text{ m/min}$ größere Werte zu verzeichnen. Für VK 1 und $v_{pul} = 0,5\text{--}1,25 \text{ m/min}$ bzw. VK 2 und $v_{pul} \geq 2,0 \text{ m/min}$ sinkt die transversale Biegesteifigkeit mit größerem α ; bei größeren oder kleineren Geschwindigkeiten ist aber kein eindeutiger Trend zu erkennen. Es fällt auf, dass der transversale Biegemodul in VK 2 tendenziell geringer als in VK 1 ist, was mit dem geringeren p_{IB} in VK 2 korreliert. Trägt man jedoch den Biegemodul über dem Druck in der Injektionsbox auf, dann ist keine Korrelation festzustellen (Bild 5.21).

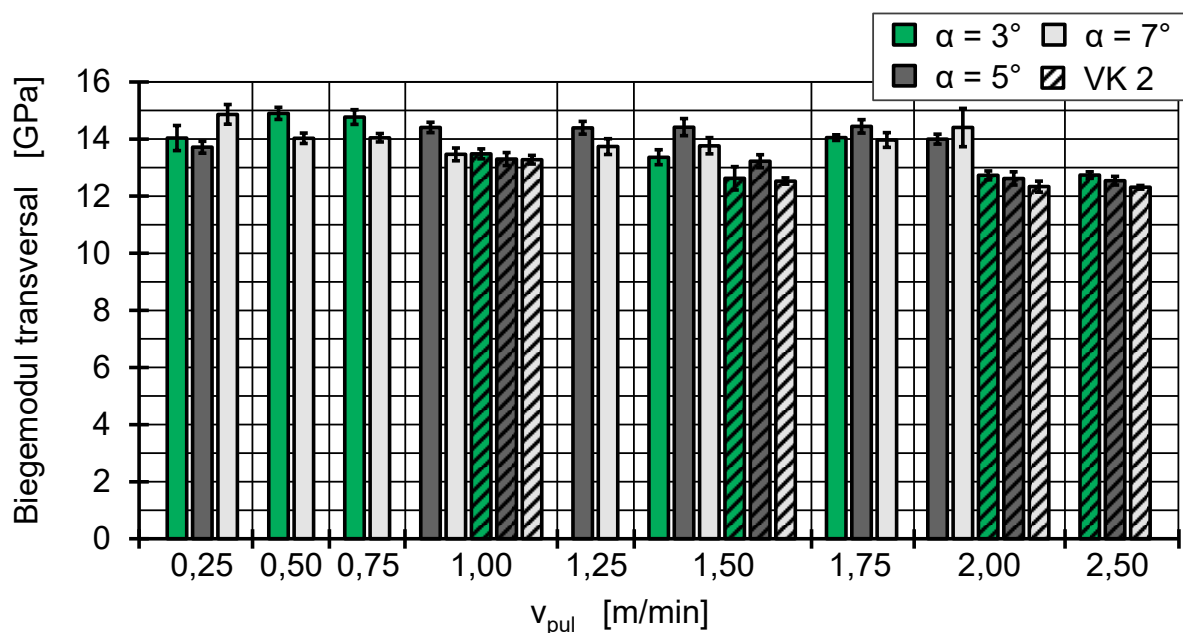


Bild 5.20: Transversaler Biegemodul ausgewählter Muster in Abhängigkeit von α und v_{pul}

Fig. 5.20: Transversal flexural modulus of selected samples depending on α and v_{pul}

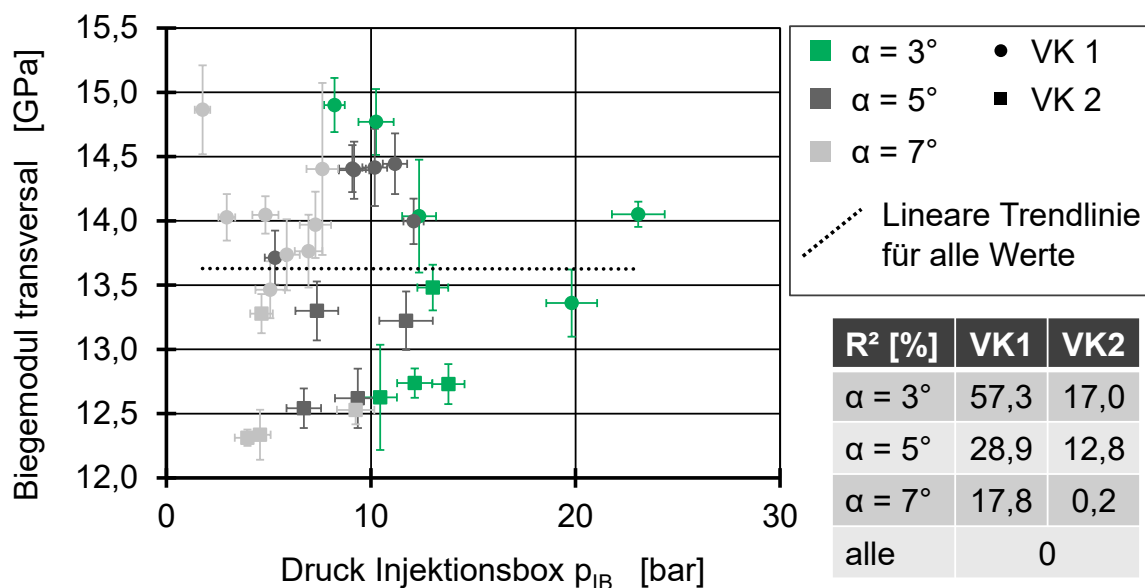


Bild 5.21: Transversaler Biegemodul ausgewählter Muster in Abhängigkeit von p_{IB}

Fig. 5.21: Transversal flexural modulus of selected samples depending on p_{IB}

Bei der interlaminaren Scherfestigkeit ist zu beachten, dass bis auf wenige Ausnahmen alle Probekörper nicht schubbedingt, sondern druck- oder zugbedingt versagten. Gemäß DIN EN ISO 14130 ist ein Vergleich daher nur innerhalb der Prüfreihe zulässig.

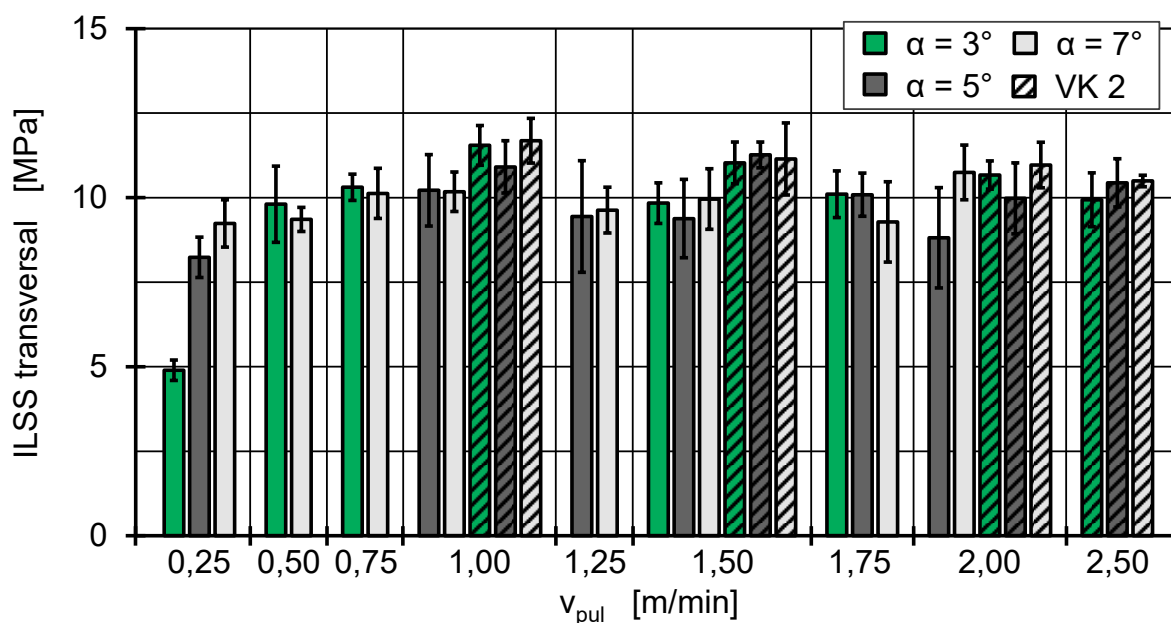


Bild 5.22: Transversale interlaminare Scherfestigkeit ausgewählter Muster in Abhängigkeit von α und v_{pul}

Fig. 5.22: Transversal interlaminar shear strength of selected samples depending on α and v_{pul}

Bei der transversalen interlaminaren Scherfestigkeit wird für $\alpha = 3^\circ$ und $v_{pul} = 0,25$ m/min ein signifikant geringerer Wert erreicht, darüber hinaus ist für VK 1 aber kein Einfluss der

Geschwindigkeit oder des Öffnungswinkels sichtbar (Bild 5.22). Für VK 2 sinken die Mittelwerte der Scherfestigkeit tendenziell mit v_{pul} , eine eindeutige Aussage lässt sich bei den vergleichsweise hohen Standardabweichungen allerdings nicht treffen. Ein Einfluss von α ist nicht zu erkennen. Im Gegensatz zum transversalen Biegemodul liegen die Kennwerte von VK 2 tendenziell oberhalb der Werte bei VK 1. Unter Berücksichtigung der Standardabweichung ist keine Korrelation mit dem Druck in der Injektionsbox sichtbar (Bild 5.23).

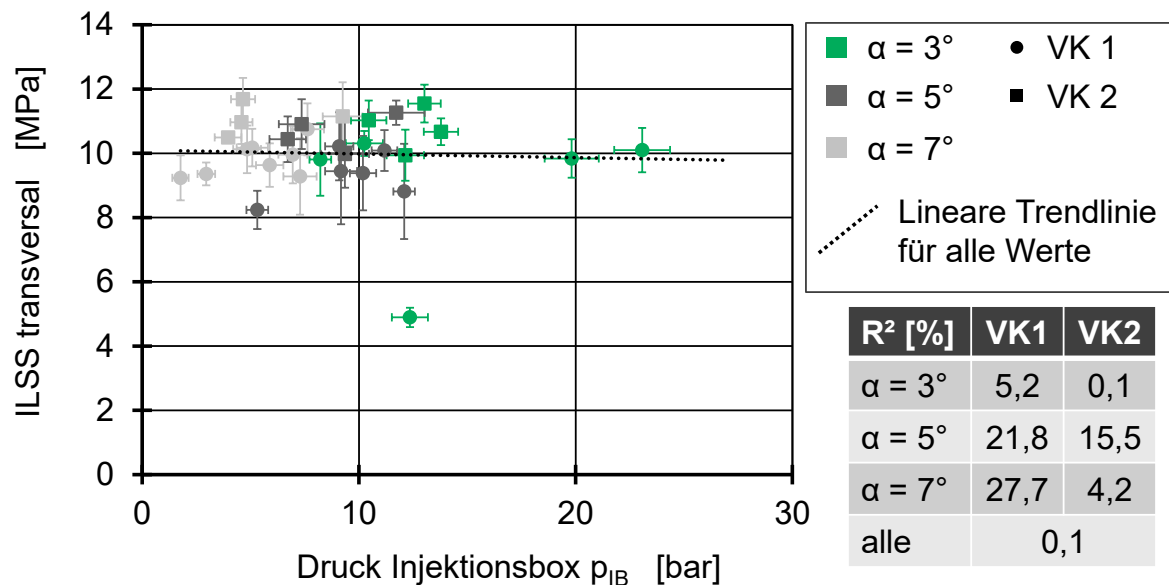


Bild 5.23: Transversale interlaminare Scherfestigkeit ausgewählter Muster in Abhängigkeit von p_{IB}

Fig. 5.23: Transversal interlaminar shear strength of selected samples depending on p_{IB}

Bei den übrigen mechanischen Kennwerten ist ebenfalls keine eindeutige Abhängigkeit von der Pultrusionsgeschwindigkeit, dem Öffnungswinkel, dem Druck in der Injektionsbox oder dem Druck im Pultrusionswerkzeug sichtbar.

Bei der Beurteilung der mechanischen Bauteilqualität fällt auf, dass die gemessenen Werte teils signifikant unterhalb bereits zuvor veröffentlichter Werte des Materialherstellers liegen [NN19b]. Dies gilt insbesondere für die axiale Biegesteifigkeit und -festigkeit, die transversale Biege- und Zugfestigkeit sowie die axiale und transversale interlaminare Scherfestigkeit, wobei bei letzterer ein Vergleich außerhalb der hier vorgestellten Ergebnisse nur eingeschränkt zulässig ist. Da auch die axialen Kennwerte betroffen sind, gleichzeitig aber die Glasübergangstemperatur im erwarteten Bereich liegt, deutet dies auf eine grundsätzlich reduzierte Kompatibilität der verwendeten Glasfasern mit dem PUR-System hin. Dies kann dazu führen, dass die Probekörper bereits frühzeitig versagen, bevor ein Einfluss der untersuchten Prozessparameter sichtbar wird. Eine Analyse des Bruchbilds könnte hierzu

Aufschluss geben. Trotz dieser Einschränkungen werden für die ermittelten Kennwerte die geforderten Grenzen der Qualitätsklasse E17 der DIN EN ISO 13706 (vgl. Kapitel 13.1.6) erreicht. Die transversale Biege- und Zugfestigkeit liegt jedoch unabhängig von v_{pul} oder α unterhalb der geforderten Werte der Klasse E23.

5.5 Zusammenfassung

Zur Untersuchung des Einflusses der Injektionsboxgeometrie und der Pultrusionsgeschwindigkeit auf den resultierenden Druck sowie die Bauteilqualität wurde eine Injektionsbox entwickelt, bei der sich der horizontale Öffnungswinkel (einseitig) variieren lässt. In Pultrusionsversuchen wurden unter Variation von α und v_{pul} Muster hergestellt und dabei der Druck in der Injektionsbox und im Werkzeug gemessen. Dabei führt eine höhere Pultrusionsgeschwindigkeit wie zu erwarten tendenziell zu einem höheren Druck in der Injektionsbox und im Pultrusionswerkzeug. Der Öffnungswinkel hat hingegen in erster Linie einen Effekt auf p_{IB} , wobei ein kleinerer Winkel einen höheren Druck zur Folge hat. Die Anpassung des Winkels stellt damit bei gegebener Harzviskosität und gegebenem Fasergehalt den entscheidenden Hebel zur Verbesserung der Imprägnierqualität bei hohen Geschwindigkeiten dar. Es gibt jedoch vereinzelt Prozesspunkte, bei denen Abweichungen von diesem Verhalten zu beobachten sind. Zudem zeigt die Analyse der Reproduzierbarkeit sowie der Vergleich zwischen den zwei durchgeführten Versuchskampagnen, dass es neben den untersuchten Parametern noch weitere Einfluss- und Störgrößen gibt, die den Druck signifikant beeinflussen.

Der Vergleich der gemessenen Druckwerte mit analytisch berechneten Druckwerten für eine eindimensionale Strömung zeigt qualitativ eine gute Übereinstimmung. Die berechneten Druckwerte liegen jedoch etwa eine Größenordnung höher, was auf Vereinfachungen bei der Modellierung zurückzuführen ist.

Mit der entwickelten Injektionsbox lassen sich im untersuchten Prozessfenster reproduzierbare Bauteileigenschaften erzielen. Der Prozess ist stabil gegenüber Änderungen der Produktionsgeschwindigkeit oder des Öffnungswinkels. Die Makroimprägnierung scheint tendenziell mit dem Druck in der Injektionsbox zu korrelieren, ist aber insgesamt als gut zu bewerten. Die mechanischen Eigenschaften der Bauteile sind weitestgehend unabhängig von v_{pul} oder α , liegen aber oft unterhalb von zuvor ermittelten Vergleichskennwerten, was die Interpretation der Ergebnisse erschwert. Zudem kann der beobachtete Bauteilverzug die mechanischen Eigenschaften beeinflussen. Die geforderten Kennwerte der Profilklassen E17 und E23 der DIN EN 13706 werden dennoch in fast allen Fällen erreicht. Einzige Ausnahme bilden die transversale Biege- und Zugfestigkeit der Profilkategorie E23. Die Dicke der Profile korreliert positiv mit dem Druck im Pultrusionswerkzeug, was zu einer scheinbaren

Verringerung des Fasergehalts sowie der Dichte führt. Um zuverlässig die geforderten Maßtoleranzen zu erreichen, sollte daher der Druck im Werkzeug möglichst gering oder das Werkzeug entsprechend steif ausgelegt sein.

Da im gewählten Prozessfenster keine signifikante Abhängigkeit der mechanischen Eigenschaften von den variierten Parametern und somit auch keine Korrelation mit dem Druck besteht, kann keine abschließende Aussage über eine geeignete Injektionsboxgeometrie für hohe Produktionsgeschwindigkeiten getroffen werden. Große Öffnungswinkel sind tendenziell nachteilig, weil sie ein größeres Harzvolumen in der Injektionsbox zur Folge haben, was die mittlere Verweilzeit sowie die mittlere Viskosität steigert. Dies ist insbesondere für geringe Produktionsgeschwindigkeiten der Fall. Zu kleine Öffnungswinkel führen hingegen zu einem großen Innendruck, was die Dichtigkeit und Maßhaltigkeit negativ beeinflussen kann.

In Zukunft sollten Störeinflüsse wie der Füllgrad, die Faserverteilung und die Umgebungsbedingungen noch besser kontrolliert werden. Dies würde die Reproduzierbarkeit der Versuche steigern und belastbarere Aussagen zur Abhängigkeit des resultierenden Drucks von den untersuchten Prozess- und Geometrieparametern ermöglichen. Zudem sollten die Versuche zumindest exemplarisch mit anderen Glasfasern wiederholt werden, um den Einfluss der Prozessparameter auf die mechanischen Eigenschaften besser sichtbar zu machen. Hierzu könnte auch eine Erweiterung des Prozessfensters beitragen, um z. B. eine ungenügende Bauteilqualität im Randbereich zu provozieren. Abschließend sollten die Ergebnisse auf komplexere Anwendungsprofile übertragen werden, um die gewonnenen Erkenntnisse für Verarbeiter nutzbar zu machen.

6 SIMULATIONSGESTÜTZTE OPTIMIERUNG DER WERKZEUGTEMPERATUREN

6.1 Simulationsmodell und Validierung

Neben der Produktionsgeschwindigkeit sind die Werkzeugtemperaturen die primären Stellgrößen im Pultrusionsprozess. Eine realitätsnahe Simulation der Wärmetransport- und Reaktionsvorgänge im Pultrusionsprofil setzt ein Modell voraus, das die realen Prozessbedingungen möglichst detailliert adaptiert. In der vorliegenden Arbeit wird daher ein dreidimensionales Modell eines existierenden Pultrusionswerkzeugs inklusive der Heizplatten verwendet, welches bereits ausführlich in [KFB20] beschrieben ist. Als Pultrudat wird auch hier ein Flachprofil mit 3 mm Dicke und 115 mm Breite betrachtet. Das Werkzeug ist 1000 mm lang und wird durch 6 Paare von planaren Heizelementen (L: 150 mm x B: 220 mm) temperiert, die oben und unten auf das Werkzeug gespannt und gleichmäßig auf der Länge verteilt sind. Von ihnen werden lediglich die unteren Hälften mit adiabaten Oberflächen modelliert. Für die Simulation wird die Temperatur der Heizelemente (T_{H1} bis T_{H6}) vorgegeben. Aufgrund der doppelten Symmetrie von Profil und Werkzeug wird lediglich ein Viertel simuliert. Das Geometriemodell wird in Abaqus R2016x HotFix9 bzw. R2018x HotFix6, Dassault Systèmes SE, Frankreich, implementiert und ist in Bild 6.1 zusammen mit dem Koordinatensystem und den Randbedingungen dargestellt. Die beiden Symmetrieebenen und die Stirnflächen des Werkzeugs werden als adiabat angenommen. Überall sonst wird ein konvektiver Wärmeübergang zur Umgebung mit $\alpha_{WZ-U} = 10 \text{ W/m}^2\text{K}$ modelliert. Der Wärmeübergang zwischen Pultrusionswerkzeug und Profil wird als ideal angenommen.

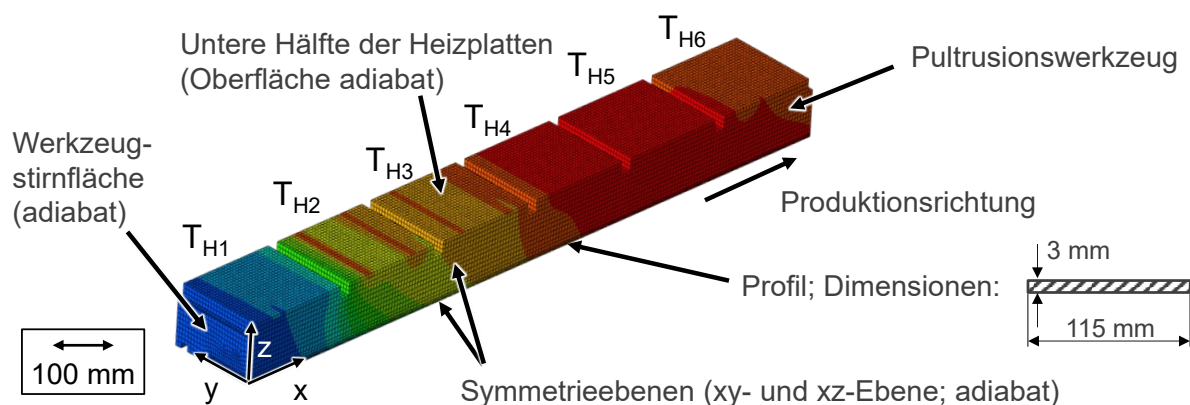


Bild 6.1: Verwendetes Simulationsmodell und Randbedingungen
 Fig. 6.1: Used simulation model and boundary conditions

Zur Simulation der Wärmetransportvorgänge und stationären Temperaturverteilung werden die zugrundeliegenden Differentialgleichungen (vgl. Kapitel 2.2.2) für das Werkzeug und das Profil gelöst. Die physikalischen Eigenschaften des Profils und des Werkzeugstahls sind in Tabelle 6.1 angegeben und werden vereinfacht als konstant angenommen. Die Dichten von

Composite und PUR-Matrix wurden im Eintauchverfahren gem. DIN EN ISO 1183-1 gemessen. Die spezifische Wärmekapazität wurde aus DSC-Messungen am ausreagierten Material bestimmt. Zur Bestimmung der Wärmeleitfähigkeit des Composites wurde die richtungsabhängige Temperaturleitfähigkeit des ausreagierten Materials gem. DIN EN 821 mit dem Wärmepuls-Verfahren gemessen und anschließend die Wärmeleitfähigkeit berechnet. Der Faservolumengehalt wurde an einem exemplarischen Profil durch Kalzinierung ermittelt.

Eigenschaft		Einheit	Werkzeug (W)	Composite-Profil (C)	PUR (M)
Dichte	$\rho_{W/C/M}$	kg/m ³	7850	2090	1170
spezifische Wärmekapazität	$c_{p,W/C/M}$	J/(kgK)	430	855	1527
Wärmeleitfähigkeit in x-Richtung	$\kappa_{x,W/C}$	W/(mK)	57	0,678	/
Wärmeleitfähigkeit in y-Richtung	$\kappa_{y,W/C}$	W/(mK)		0,511	/
Wärmeleitfähigkeit in z-Richtung	$\kappa_{z,W/C}$	W/(mK)		0,501	/
Faservolumengehalt	φ	%	/	61	/

Tabelle 6.1: Physikalische Eigenschaften von Werkzeug, Composite-Profil und PUR

Table 6.1: Physical properties of pultrusion die, composite profile and PUR

Zur Berechnung des Reaktionsumsatzes wird das in Kapitel 4.1.2 vorgestellte Modell des PUR-Systems verwendet. Der Massetransport des Profils durch das Werkzeug wird über Subroutines in Abaqus implementiert, indem für jeden Zeitschritt die Werte eines Knotens an den in Pultrusionsrichtung benachbarten Knoten übergeben werden, wobei die Zeitschrittweite in Abhängigkeit von v_{pul} an den Abstand der Knoten in x-Richtung angepasst wird. Um die Ergebnisse einzelner Simulationsläufe auszuwerten, werden die Werte der Integrationspunkte des Simulationsmodells im stationären Zustand verwendet (vgl. [KFB20]).

Als Randbedingungen für die Simulationen werden die folgenden Werte festgesetzt:

- Profilvertemperatur am Werkzeugeingang ($x = 0$): $T = T_{\text{Profil, initial}} = 25 \text{ °C}$
- Reaktionsumsatz am Werkzeugeingang ($x = 0$): $r = 0$
- Heizelementtemperaturen: T_{H1} bis T_{H6} (je nach simuliertem Prozesspunkt)

Bild 6.2 zeigt exemplarisch den Verlauf von Temperatur und Reaktionsumsatz in der Profilmitte ($y, z = 0$) und der Ecke ($y, z = \max.$) für $v_{pul} = 0,5 \text{ m/min}$ und typische Werkzeugtemperaturen von $T_{H,i} = 52,5/140/160/180/180/170 \text{ °C}$ ($i = 1, \dots, 6$). In Bild 6.3 sind die Verläufe für die gleichen Werkzeugtemperaturen und $v_{pul} = 1,5 \text{ m/min}$ dargestellt. Wie zu erwarten, steigen die Temperatur und folglich auch der Umsatz in der Ecke des Profils zuerst an. Mit einsetzender Wärmeleitung von außen in die Profilmitte folgen auch der Temperatur- und Umsatzanstieg in der Profilmitte. Dieser Versatz ist umso größer, je größer v_{pul} ist. Zudem verschieben sich der Temperatur- und Umsatzanstieg für $v_{pul} = 1,5 \text{ m/min}$ insgesamt in

Pultrusionsrichtung, weshalb der final erreichte Umsatz für $v_{\text{pul}} = 0,5$ m/min höher ist. Während bei $v_{\text{pul}} = 0,5$ m/min über Wärmeausgleichsvorgänge noch eine gleichmäßige Temperatur- und Umsatzverteilung im Profil am Werkzeugaustritt erreicht wird, liegt dort für $v_{\text{pul}} = 1,5$ m/min ein größerer Gradient zwischen Mitte und Ecke vor. Insbesondere fällt auf, dass bei $v_{\text{pul}} = 1,5$ m/min aufgrund der exothermen Reaktion in Verbindung mit der geringeren verfügbaren Zeit zur Ableitung der Wärme in der Profilmitte die Temperatur des Randes und sogar die Werkzeugtemperatur übersteigt sowie eine höhere Maximaltemperatur erreicht wird.

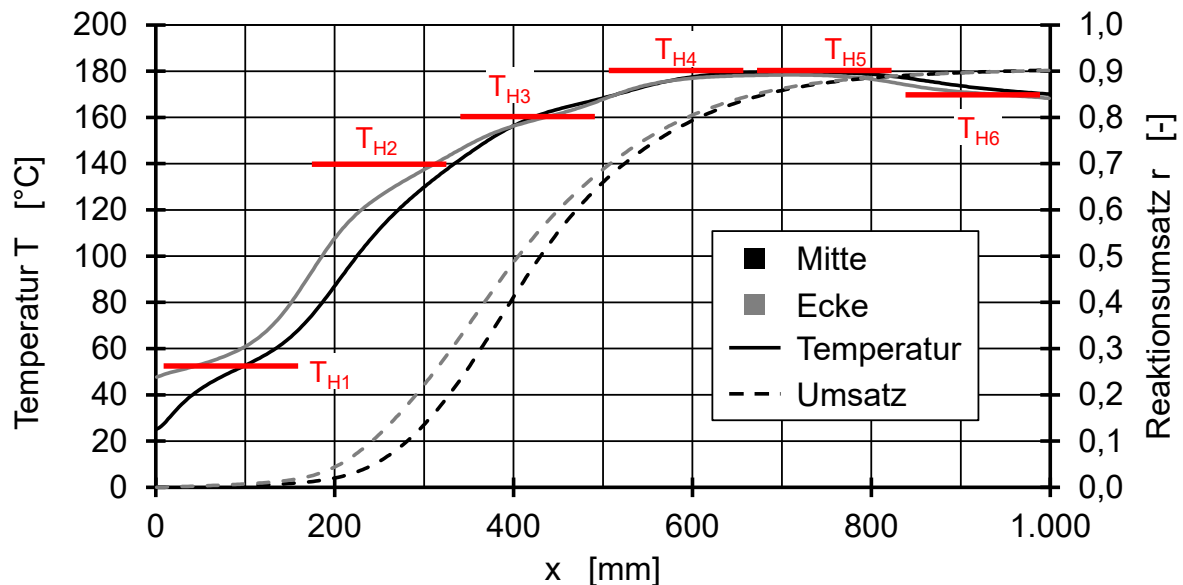


Bild 6.2: Exemplarische Temperatur- und Umsatzverläufe im Profil für $v_{\text{pul}} = 0,5$ m/min
 Fig. 6.2: Exemplary development of temperature and degree of cure for $v_{\text{pul}} = 0,5$ m/min

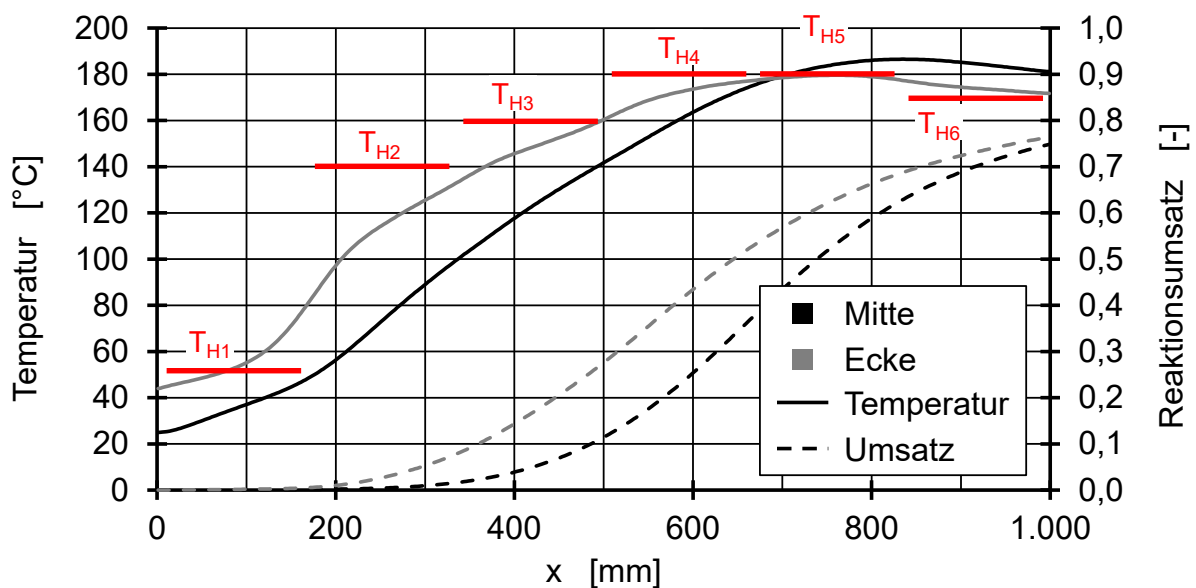


Bild 6.3: Exemplarische Temperatur- und Umsatzverläufe im Profil für $v_{\text{pul}} = 1,5$ m/min
 Fig. 6.3: Exemplary development of temperature and degree of cure for $v_{\text{pul}} = 1,5$ m/min

Im Simulationsmodell werden Vereinfachungen und Annahmen getroffen, die die Qualität des Simulationsergebnisses beeinflussen. Dazu gehören unter anderem der ideale Wärmeübergang zwischen Werkzeug und Profil sowie die konstanten Werte für Wärmeleitfähigkeit und Wärmekapazität des Profils. Insbesondere die Ermittlung des Wärmeübergangskoeffizienten in Abhängigkeit vom Reaktionszustand des Harzsystems sowie den Prozessbedingungen (z. B. Kontaktpressung zwischen Profil und Werkzeug) ist experimentell aufwändig. Die hier getroffenen Annahmen führen dazu, dass der Temperatur- und Umsatzanstieg an einer früheren Position im Werkzeug vorhergesagt und die Maximaltemperatur tendenziell überschätzt wird (vgl. Kapitel 2.2.2.1).

Zur Validierung des Simulationsmodells werden insgesamt 13 Temperaturmessungen im Profil beim Durchlaufen des Werkzeugs bei verschiedenen v_{pul} und $T_{H,i}$ durchgeführt und mit entsprechenden Simulationen verglichen. Die Wahl der Temperatur im Profil als Vergleichsgröße wird in der Literatur oft praktiziert, da Umsatzmessungen im Prozess nicht möglich sind (vgl. Kapitel 2.2.2.1). Zur Bestimmung der Profiltemperatur werden während des laufenden Prozesses Thermoelemente zusammen mit dem Faser-Harz-Strang durch Injektionsbox und Werkzeug gezogen. In Tabelle 6.2 ist eine Übersicht der durchgeführten Temperaturmessungen inkl. der in der Simulation vorgegebenen Heizelementtemperaturen dargestellt.

Messung	v_{pul} [m/min]	Temperatureinstellung Heizelemente [°C]					
		T_{H1}	T_{H2}	T_{H3}	T_{H4}	T_{H5}	T_{H6}
#1–3	0,5	52,5	140	160	180	180	170
#4–5	1,5	52,5	140	160	180	180	170
#6	2,0	35	175	215	248	191	193
#7–8	2,4	34	176	213	249	183	191
#9–10	2,4	65	167	216	245	229	198
#11	2,0	66	155	200	221	197	185
#12–13	2,4	71	157	206	226	200	187

Tabelle 6.2: Parameter der durchgeführten Temperaturmessungen bzw. Simulationen zur Validierung des Simulationsmodells

Table 6.2: Parameters of conducted temperature measurements and simulations for validation of the simulation model

Nach der Messung der Temperatur wird die Position des Thermoelements im Profilquerschnitt mithilfe von Mikroskopieaufnahmen ausgewertet. Für den Vergleich mit der Messung werden diejenigen Integrationspunkte der jeweiligen Simulation verwendet, die der Sensorposition am nächsten sind. Bild 6.4 zeigt exemplarisch den Vergleich zwischen Messung und Simulation für drei Versuchspunkte bei verschiedenen Geschwindigkeiten (Messungen #1, #4, #9). Der

Vergleich für alle Messungen findet sich im Anhang (Kapitel 13.2.1). Die gemessene und vorhergesagte Temperatur stimmen qualitativ jeweils sehr gut überein, es gibt allerdings einen deutlichen Versatz in Pultrusionsrichtung. Die Temperatur steigt in der Simulation früher an, was zumindest partiell auf den angenommenen idealen Wärmeübergang zwischen Werkzeug und Profil zurückzuführen ist. Der Versatz ist umso größer, je größer die Pultrusionsgeschwindigkeit ist. Dies deutet darauf hin, dass bei hohen v_{pul} ein schlechterer Wärmeübergang vorliegt. Um den Versatz zu quantifizieren, werden die Daten der Messung x -korrigiert und entgegen der Pultrusionsrichtung verschoben, bis ein Minimum der Fehlerquadratsumme zwischen Messung und Simulation erreicht ist. Die verschobenen Messungen sind ebenfalls in Bild 6.4 dargestellt.

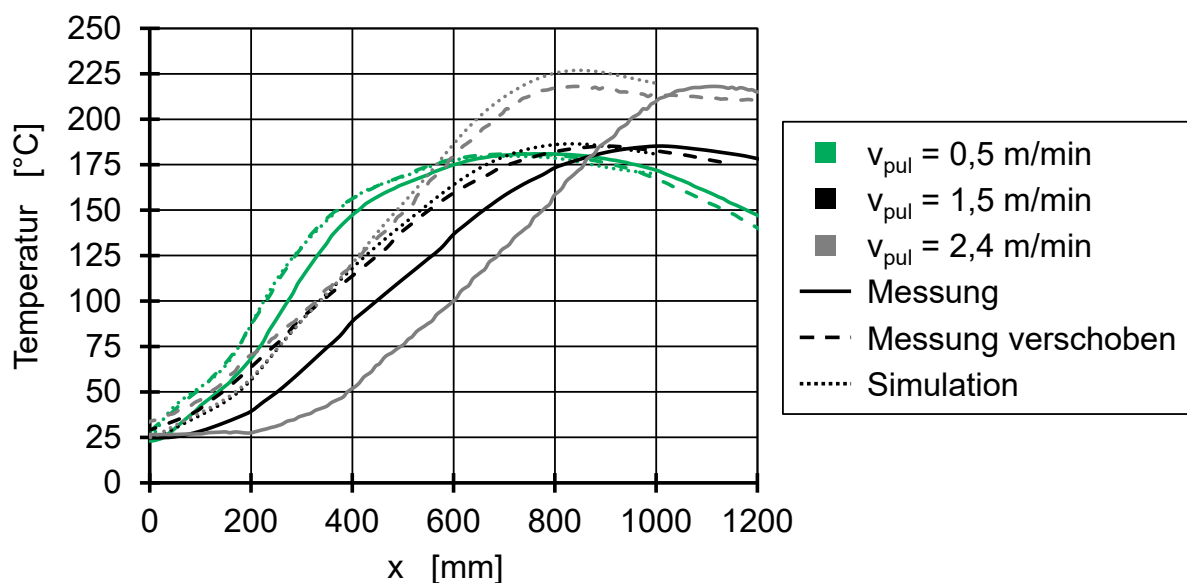


Bild 6.4: Exemplarischer Vergleich von gemessener und simulierter Temperatur im Profil

Fig. 6.4: Exemplary comparison of measured and simulated profile temperature

Bild 6.5 zeigt den Versatz der 13 Temperaturmessungen in Abhängigkeit von der Pultrusionsgeschwindigkeit. Die beiden Größen korrelieren deutlich, was auf einen zeitbasierten, systematischen Messfehler, beispielsweise eine Latenz des Messsystems, hindeutet. Ebenfalls in Bild 6.5 wird der x -Versatz der 13 Messungen über die jeweilige Pultrusionsgeschwindigkeit in einen zeitlichen Versatz umgerechnet. Es wird deutlich, dass der zeitliche Versatz lediglich wenige Sekunden beträgt und damit in der Größenordnung der von *Batch & Macosko* abgeschätzten Messunschärfe liegt (± 5 – 10 s Zeitversatz und ± 5 °C in Bezug auf die Temperatur, vgl. Kapitel 2.2.2.1 [BM93]). Insgesamt ist das Simulationsmodell demnach trotz der getroffenen Vereinfachungen und Annahmen gut in der Lage, den Temperaturverlauf im Profil vorherzusagen. Bei hohen Pultrusionsgeschwindigkeiten ist jedoch ein Versatz des Temperatur- und Umsatzprofils zu beachten.

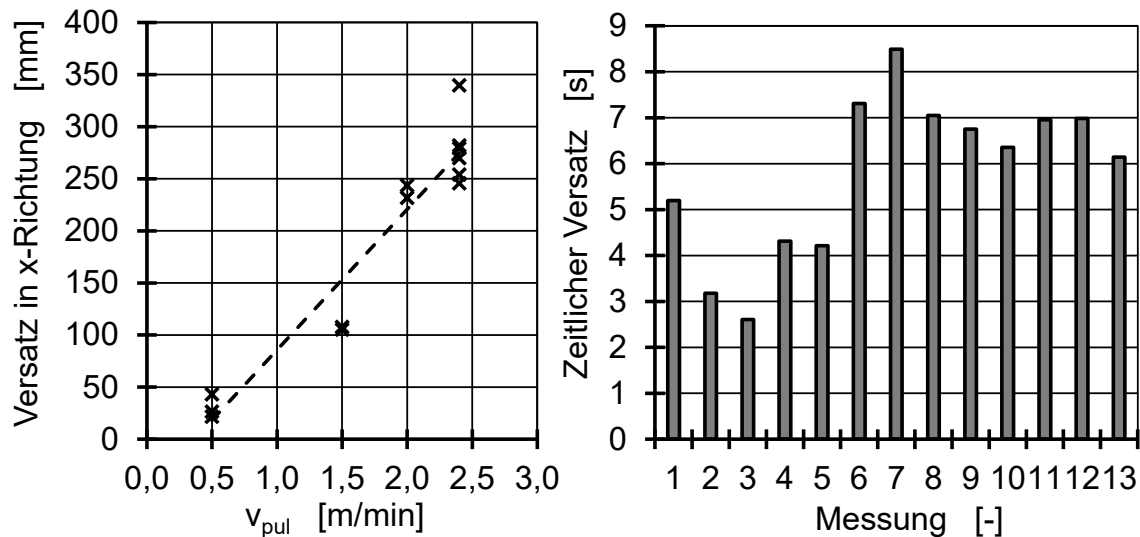


Bild 6.5: Weg- und Zeitversatz zwischen den Messungen und Simulationen

Fig. 6.5: Offset of distance and time between measurements and simulations

Für den quantitativen Vergleich von Simulationsläufen ist es hilfreich, Kenngrößen zu definieren, die einen schnellen Überblick über wesentliche Merkmale des Profils und des Prozesses geben. Die Kenngrößen können zudem als Nebenbedingungen für die Prozessoptimierung dienen. Bild 6.6 zeigt die für diese Arbeit definierten, aus den Simulationsdaten abgeleiteten Kenngrößen. Ihre Definition sowie die Bedeutung für die Prozess- und Bauteilqualität finden sich in Tabelle 6.3.

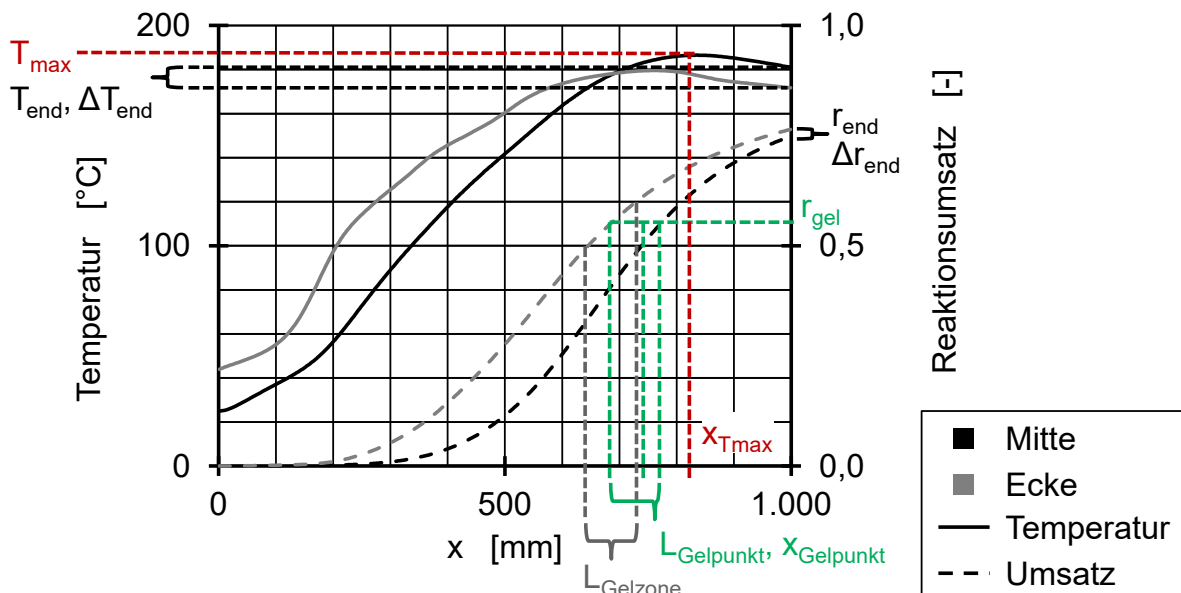


Bild 6.6: Qualitätskenngrößen zum Vergleich von Simulationsergebnissen

Fig. 6.6: Quality indicators for comparison of simulation results

Der Gelpunkt ist definiert als derjenige Bereich im Profil, in dem der Reaktionsumsatz dem Gelumsatz ($r_{gel} = 56\%$, vgl. Kapitel 4.1.2) entspricht. Aufgrund des zeitlichen Versatzes der

Reaktion im Profilquerschnitt (vgl. Bild 6.2) ist dieser Bereich eine dreidimensional gekrümmte (Grenz-)Fläche, die je nach Wahl der Prozessparameter mehr oder weniger in Pultrusionsrichtung gestreckt auftritt. L_{Gelpunkt} beschreibt die Länge der Fläche in Pultrusionsrichtung und x_{Gelpunkt} die x -Koordinate des Flächenschwerpunkts. L_{Gelzone} beschreibt im Gegensatz dazu die mittlere Länge des Bereichs, in dem der Umsatz an der Profilaußenseite zwischen 50 und 60 % liegt.

Kenngröße	Definition	Bedeutung für Bauteil- bzw. Prozessqualität
r_{end}	mittlerer Umsatz im Profil am Werkzeugaustritt	Maß für die Profilstabilität im Greifer
T_{end}	mittlere Temperatur im Profil am Werkzeugaustritt	Maß für die Profilstabilität im Greifer
Δr_{end}	größte Differenz aller Umsatzwerte im Profil am Werkzeugaustritt	Maß für schwindungsinduzierten Bauteilverzug (chemisch)
ΔT_{end}	größte Differenz aller Temperaturwerte im Profil am Werkzeugaustritt	Maß für schwindungsinduzierten Bauteilverzug (thermisch)
T_{max}	maximale Temperatur im Profil innerhalb des Werkzeugs	Maß für Risiko der Depolymerisation
$x_{T_{\text{max}}}$	Position des Temperaturmaximums im Werkzeug	Hilfsmittel zur Steuerung des Reaktionsprofils im Werkzeug
L_{Gelpunkt}	Länge der Gelpunktfläche in x -Richtung im Werkzeug	Maß für Verstreckung des Umsatzprofils
x_{Gelpunkt}	Lage der Gelpunktfläche in x -Richtung im Werkzeug	beeinflusst die Höhe der nötigen Abzugskraft
L_{Gelzone}	mittlere Länge der Gelzone im Kontakt zum Werkzeug	beeinflusst die Höhe der nötigen Abzugskraft

Tabelle 6.3: Definition und Bedeutung der Qualitätskenngrößen

Table 6.3: Definition and meaning of quality indicators

Einschränkend muss gesagt werden, dass einige für den Verarbeiter relevante Qualitätsmerkmale, zum Beispiel die Oberflächenqualität oder der Porengehalt der Profile, nicht vom Simulationsmodell abgebildet werden können. Das Erreichen bestimmter Kenngrößen in der Prozesssimulation kann somit immer nur notwendige, aber nicht zwangsläufig hinreichende Bedingung für die Bauteil- und Prozessqualität sein.

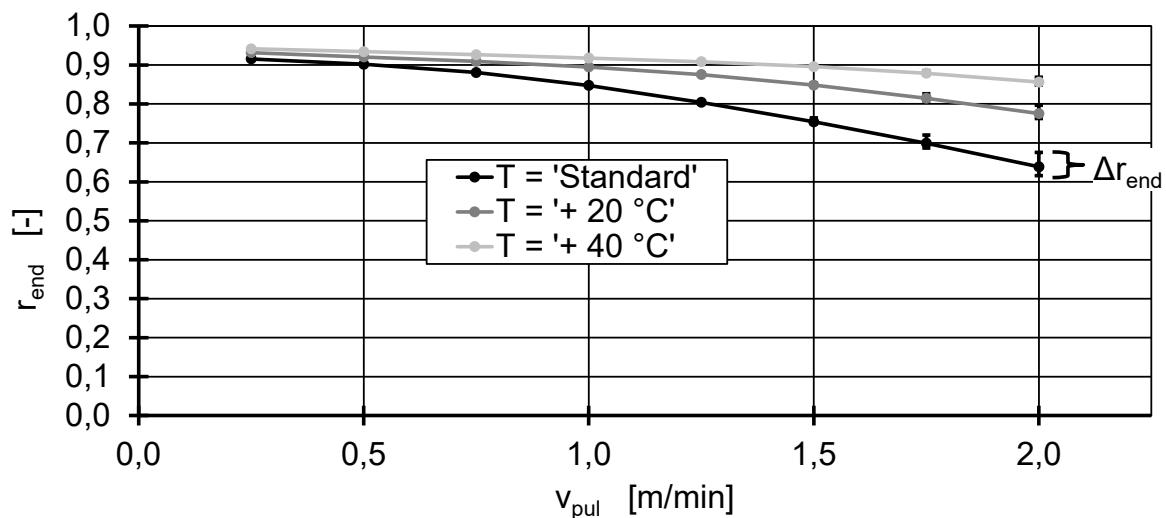
Die Bilder 6.7 bis 6.10 zeigen, wie die oben definierten Kenngrößen von der Pultrusionsgeschwindigkeit und den Werkzeugtemperaturen abhängen. Die gewählten Heizelementtemperaturen sind in Tabelle 6.4 aufgeführt.

Name	Temperatureinstellung Heizelemente [°C]					
	T_{H1}	T_{H2}	T_{H3}	T_{H4}	T_{H5}	T_{H6}
$T = \text{Standard}$	52,5	140	160	180	180	170
$T = +20\text{ °C}$	72,5	160	180	200	200	190
$T = +40\text{ °C}$	92,5	180	200	220	220	210

Tabelle 6.4: Temperatureinstellungen für die Parameterstudie

Table 6.4: Temperature settings for the parameter study

Aus den Simulationsergebnissen wird deutlich, dass der mittlere Umsatz im Profil mit steigender Pultrusionsgeschwindigkeit nicht-linear abnimmt (Bild 6.7). Zudem steigt die Umsatzdifferenz im Profil, wobei erst ab $v_{\text{pul}} \geq 1,75\text{ m/min}$ signifikante Differenzen bestimmt werden. Dies lässt sich durch eine Steigerung der Werkzeugtemperaturen (teilweise) kompensieren. Die Umsatzdifferenz ist als Fehlerindikator in Bild 6.7 dargestellt, wobei der positive Fehlerindikator die Differenz zwischen Umsatzmaximum und mittlerem Umsatz und der negative Fehlerindikator die Differenz zwischen Umsatzminimum und mittlerem Umsatz beschreibt. Wie durch die Asymmetrie der Fehlerindikatoren bei großen v_{pul} angedeutet wird, sind die Umsatzdifferenzen im Profil nicht notwendigerweise gleich verteilt.

Bild 6.7: r_{end} und Δr_{end} in Abhängigkeit von v_{pul} und T_{H1} bis T_{H6} Fig. 6.7: r_{end} and Δr_{end} depending on v_{pul} and T_{H1} to T_{H6}

Eine Steigerung der Werkzeugtemperaturen zur Erzielung eines höheren Umsatzes hat zur Folge, dass die mittlere Temperatur im Profil am Werkzeugaustritt sowie die maximale Temperatur entsprechend ansteigen (Bild 6.8). Zudem bewirkt eine Steigerung der Pultrusionsgeschwindigkeit im betrachteten Prozessfenster tendenziell eine größere mittlere und maximale Temperatur, weil einerseits der exotherme Peak aufgrund der Reaktion Richtung Werkzeugende verschoben und andererseits die Zeit zur „Kühlung“ des Profils im Werkzeug

verkürzt wird. Damit einher geht auch eine Steigerung der (asymmetrischen) Temperaturdifferenz im Profil am Werkzeugausgang.

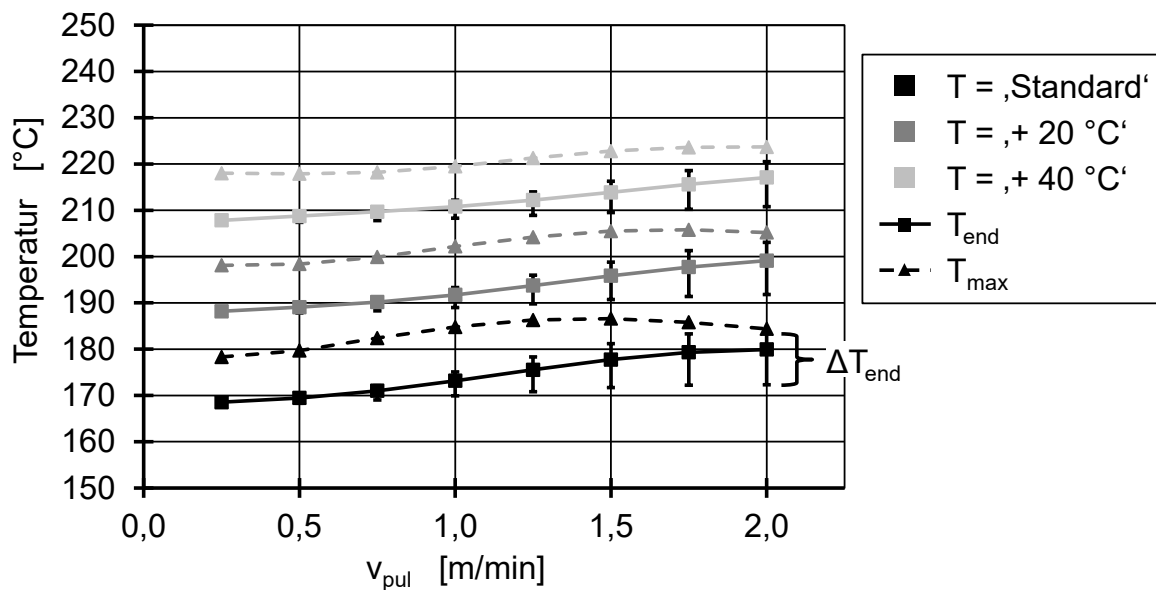


Bild 6.8: T_{end} , ΔT_{end} und T_{max} in Abhängigkeit von v_{pul} und T_{H1} bis T_{H6}

Fig. 6.8: T_{end} , ΔT_{end} and T_{max} depending on v_{pul} and T_{H1} to T_{H6}

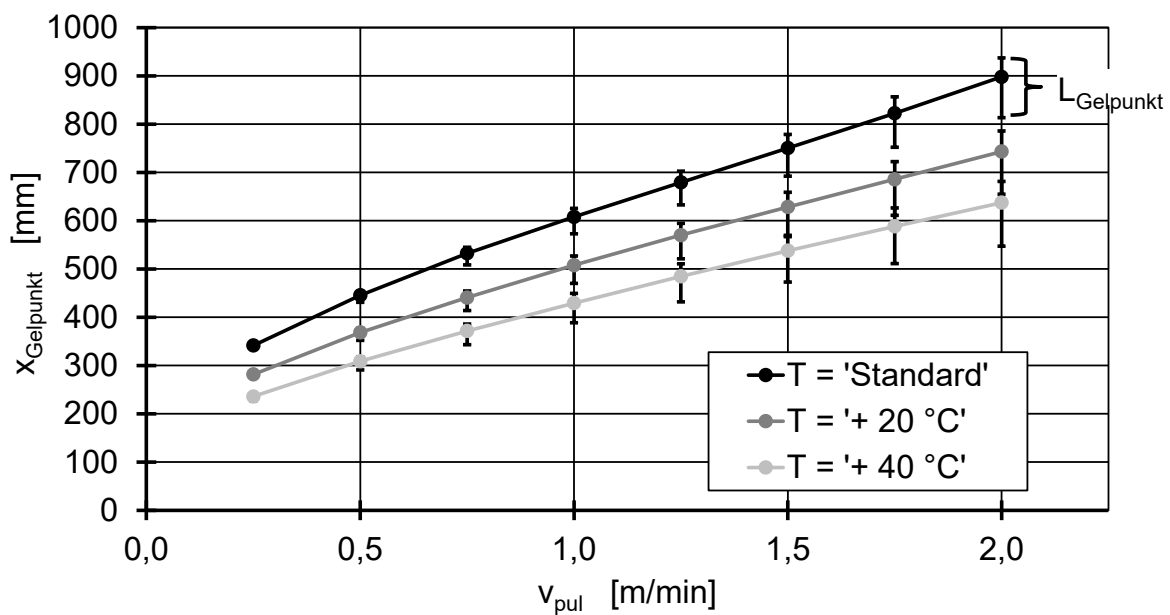


Bild 6.9: $x_{Gelpunkt}$ und $L_{Gelpunkt}$ in Abhängigkeit von v_{pul} und T_{H1} bis T_{H6}

Fig. 6.9: $x_{Gelpunkt}$ and $L_{Gelpunkt}$ depending on v_{pul} and T_{H1} to T_{H6}

Bild 6.9 zeigt, dass mit zunehmendem v_{pul} die Gelpunktfläche annähernd linear Richtung Werkzeugende verschoben wird. Zudem wird sie zunehmend in Pultrusionsrichtung verstreckt (dargestellt als Fehlerindikatoren). Die Gelpunktfläche ist aufgrund der dreidimensionalen Krümmung asymmetrisch um den Flächenschwerpunkt orientiert, was durch die

unterschiedliche Größe der positiven und negativen Fehlerindikatoren illustriert wird. Eine Erhöhung der Werkzeugtemperaturen kann die Verschiebung der Gelpunktfläche teilweise kompensieren. Auf die Verstreckung hat dies jedoch nur geringen Einfluss.

Bild 6.10 zeigt schließlich die mittlere Länge der Gelzone ($0,5 \leq r \leq 0,6$) im Kontakt mit dem Werkzeug. Mit zunehmender Pultrusionsgeschwindigkeit steigt auch die Länge der Gelzone annähernd linear. Höhere Werkzeugtemperaturen beschleunigen hingegen die Reaktion und führen daher zu einer geringeren mittleren Länge der Gelzone.

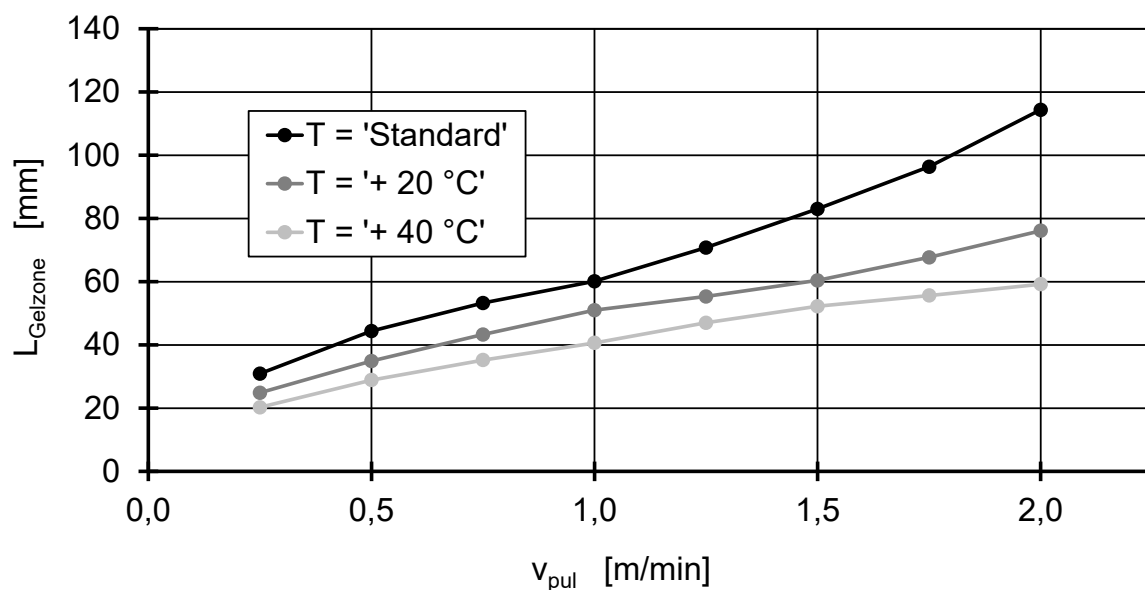


Bild 6.10: $L_{Gelzone}$ in Abhängigkeit von v_{pul} und T_{H1} bis T_{H6}

Fig. 6.10: $L_{Gelzone}$ depending on v_{pul} and T_{H1} to T_{H6}

Zur Beurteilung des Prozesspunkts und zur Optimierung unter Nebenbedingungen müssen die Kenngrößen mit (Grenz-)Werten versehen werden, die möglichst genau die material- und prozesseitigen Vorgaben in Bezug auf Umsatz und Temperatur widerspiegeln. Dabei sollte allerdings berücksichtigt werden, dass sich die Temperatur- und Umsatzwerte im Profil nach dem Verlassen des Pultrusionswerkzeugs noch ändern. Das Profil kühlt von außen ab, gleichzeitig kann der Reaktionsumsatz noch weiter ansteigen. Um diesen Effekt abzuschätzen, werden exemplarisch Abkühlsimulationen des (Viertel-)Profilquerschnitts durchgeführt. Als Startwerte für Temperatur und Umsatz im Profil dienen die Ergebnisse der Prozesssimulationen mit $v_{pul} = 1,5$ m/min bzw. 2,0 m/min und T_{H1} bis $T_{H6} = \text{'Standard'}$, $T+20$ °C, $T+40$ °C (siehe Tabelle 6.4). Für die Abkühlung wird auf allen Seiten des Profils im Kontakt zu Luft Konvektion mit $\alpha = 10$ W/(m²K) angenommen ($T_{Umgebung} = 25$ °C). Die Symmetrieebenen werden adiabatisch modelliert. Wärmeleitung in Profilrichtung wird vernachlässigt. Bild 6.11 zeigt die Entwicklung der mittleren Profiltemperatur und des mittleren Umsatzes im Profil nach Verlassen des Werkzeugs für die betrachteten Prozesspunkte. Aus den Umsatzkurven ist

ersichtlich, dass für alle Prozesspunkte der mittlere Umsatz im Profil aufgrund der hohen Temperatur des Profils nach dem Werkzeug weiter ansteigt. Dies gilt insbesondere auch für Prozesspunkte, bei denen am Werkzeugende nur ein geringer Reaktionsumsatz erreicht wird. In einem Abstand von 1 bis 2 m nach dem Werkzeugende erreicht der Umsatz ein Plateau von ca. 90 %, was der mathematischen Formulierung des Reaktionskinetikmodells bzw. dem maximal erreichbaren NCO-Umsatz von ca. 87 % geschuldet ist (vgl. Kapitel 4.1.2). Für höhere Werkzeugtemperaturen wird ein leicht höherer Endumsatz vorhergesagt. Die mittlere Temperatur im Profil sinkt nach Verlassen des Werkzeugs kontinuierlich. Die einzige Ausnahme bildet der Prozesspunkt $v_{\text{pul}} = 2 \text{ m/min}/T = \text{„Standard“}$, in dem noch ein erheblicher Teil der Reaktion nach Verlassen des Werkzeugs stattfindet. Die dabei freiwerdende Reaktionswärme führt zunächst zu einer weiteren Erwärmung des Profils, bevor es schließlich abkühlt. Bei höheren Werkzeugtemperaturen wird eine höhere Profiltemperatur während der Abkühlung berechnet. Bei der höheren Pultrusionsgeschwindigkeit wird bei gleicher Distanz vom Werkzeugende ebenfalls eine höhere Profiltemperatur bestimmt.

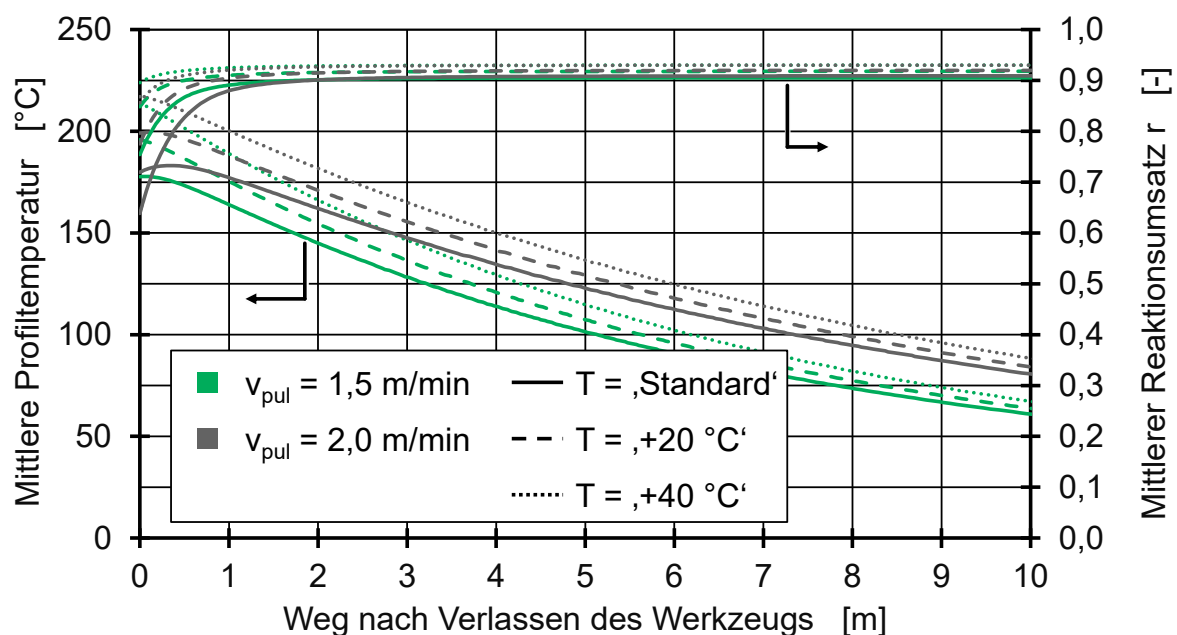


Bild 6.11: Exemplarische Abkühlsimulationen nach Verlassen des Pultrusionswerkzeugs
 Fig. 6.11: Exemplary cooling simulation after leaving the pultrusion die

Bild 6.12 zeigt die Differenz zwischen der mittleren Starttemperatur und der mittleren Profiltemperatur in Abhängigkeit der Distanz vom Werkzeugende. Je höher die Werkzeugtemperaturen sind, desto größer fällt die absolute Abkühlung aus, da ein größerer Temperaturgradient zwischen Profil und Umgebung vorliegt. Bei der höheren Pultrusionsgeschwindigkeit wird eine geringere absolute Abkühlung vorhergesagt, weil bei gleicher Distanz weniger Zeit zur Abkühlung zur Verfügung steht.

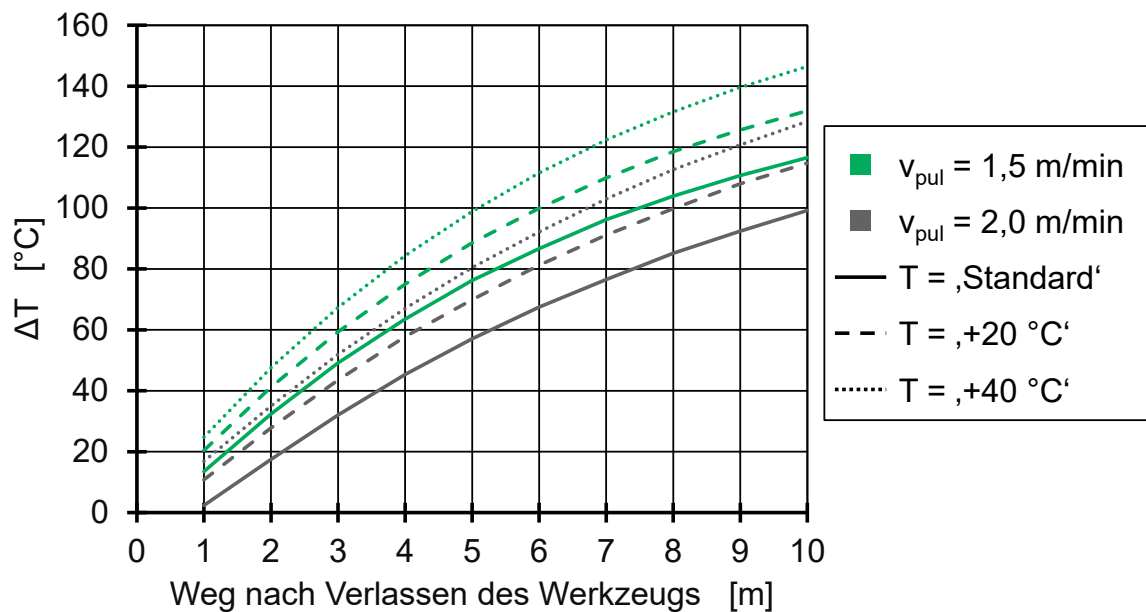


Bild 6.12: Absolute Abkühlung des Profils nach dem Pultrusionswerkzeug

Fig. 6.12: Absolute profile cooling after leaving the pultrusion die

6.2 Maximierung der Produktionsgeschwindigkeit unter Nebenbedingungen

Wie die Parameterstudie (Kapitel 6.1) bereits aufzeigt, gibt es tendenziell einen Zielkonflikt zwischen der Pultrusionsgeschwindigkeit und den zu erreichenden Qualitätskenngrößen. Um einen hohen mittleren Umsatz auch bei großen v_{pul} zu erreichen, müssen die Werkzeugtemperaturen angehoben werden. Gleichzeitig führt dies dazu, dass die Profilttemperaturen sowie die Umsatz- und Temperaturdifferenzen steigen, was im Hinblick auf Depolymerisation und Bauteilverzug zu begrenzen ist. Mit v_{pul} sowie den Werkzeugtemperaturen stehen dem Verarbeiter mehrere Stellgrößen zur Verfügung, die in einem großen Bereich variiert werden können und komplexe Abhängigkeiten aufweisen. So hängt beispielsweise der Effekt der Temperaturerhöhung in einer einzelnen Heizzone davon ab, welche Reaktionsrate dort vorliegt [Qui20]. Die Reaktionsrate wiederum ändert sich je nach Pultrusionsgeschwindigkeit und dem Temperaturniveau des gesamten Werkzeugs. Eine experimentelle Identifizierung eines optimalen Prozesspunkts ist daher mit großem Aufwand verbunden. Selbst unter Verwendung eines entsprechenden Simulationsmodells, mit dem einzelne Prozesspunkte innerhalb weniger Stunden simuliert werden können, wächst der Zeitaufwand zur Identifikation eines globalen Optimums mit der gewünschten Auflösung (z. B. Heizelementtemperatur auf 1 °C genau) aufgrund der Anzahl der möglichen Parameterkombinationen schnell an. In dieser Arbeit wird daher ein alternativer Ansatz verwendet, mit dem sich auf Basis von Machine-Learning (ML)-Modellen die optimalen Werkzeugtemperaturen zur Maximierung der Pultrusionsgeschwindigkeit unter gleichzeitiger Berücksichtigung von Grenzen für die Kenngrößen effizient ermitteln lassen. Dazu wird auf

Basis einer Simulationsdatenbank je ein ML-Modell pro Kenngröße trainiert. Die Simulationsdatenbank enthält die Werte der oben definierten Kenngrößen für verschiedene Parameterkombinationen von v_{pul} und T_{H1} bis T_{H6} . Die ML-Modelle sollen in der Lage sein, mit hinreichender Genauigkeit die Aufgabe des Simulationsmodells zu übernehmen und die Werte der Kenngrößen für beliebige Parameterkombinationen wesentlich schneller vorherzusagen. Die Modelle können anschließend in Optimierungsstrategien eingesetzt werden. Diese Vorgehensweise folgt der Methodik vorheriger Veröffentlichungen (vgl. Kapitel 2.2.3.3), wird aber auf mehrere Nebenbedingungen erweitert und das erste Mal mit Polyurethan umgesetzt.

6.2.1 Training von Machine-Learning-Modellen mit Simulationsdaten

Mit dem in Kapitel 6.1 beschriebenen Simulationsmodell wurden insgesamt 556 Simulationen unter Variation von v_{pul} und T_{H1} bis T_{H6} (Eingangsgrößen) durchgeführt. Bild 6.13 zeigt Boxplots der Werteverteilung der Eingangsgrößen. Es ist ersichtlich, dass neben einigen Extrempunkten v_{pul} und T_{H1} bis T_{H6} in einem begrenzten Bereich variiert werden. Die Lage der Mediane orientiert sich dabei an Erfahrungswerten und Empfehlungen des Herstellers des PUR-Systems. Dementsprechend ist bei der späteren Interpretation des Optimierungsergebnisses zu beachten, dass die Simulationsdatenbasis bereits ein Bias enthält und eine Extrapolation der ML-Modelle außerhalb des simulierten Raums fehlerbehaftet sein kann.

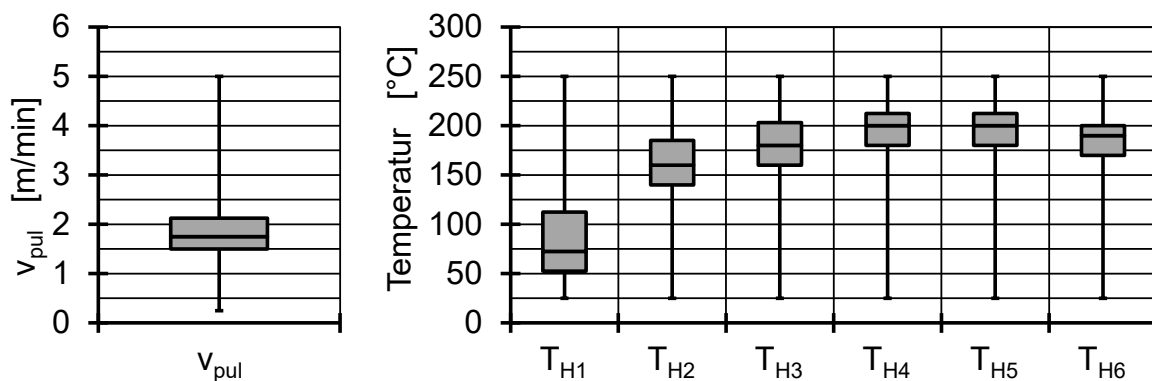


Bild 6.13: Verteilung der Werte in der Simulationsdatenbasis

Fig. 6.13: Distribution of values in the simulation data base

Für jede Simulation werden die in Tabelle 6.3 aufgeführten Qualitätskenngrößen ermittelt. Die generierte Datenbank wird in Trainings- und Testdaten aufgeteilt, wobei 80 % der Daten für das Training und den Vergleich verschiedener ML-Modelle verwendet werden. Anschließend wird das Pythonmodul *Scikit-learn* [PVG+11] verwendet, um je Kenngröße 13 verschiedene ML-Modelltypen mit 3-facher Kreuzvalidierung zu trainieren und zu vergleichen (vgl. Kapitel 2.2.3.2). Die dreifache Kreuzvalidierung wird fünf Mal mit unterschiedlichen, randomisierten Aufteilungen des Trainingsdatensatzes ausgeführt, sodass je ML-Modelltyp insgesamt 15 Ergebnisse zur Performance auf dem Trainingsdatensatz generiert werden. Es ist zu beachten,

dass für L_{Gelzone} nur 535 Simulationen und für x_{Gelpunkt} und L_{Gelpunkt} jeweils lediglich 530 Simulationen verwendet werden, weil in den übrigen Simulationen der Gelumsatz nicht innerhalb des Werkzeugs erreicht wird. Die Performance der unterschiedlichen ML-Modelltypen wird anhand der Maßzahlen MAE, MSE, RMSE und R^2 bewertet und verglichen. Bild 6.14 zeigt exemplarisch die Boxplots der 15 Validierungen von MAE und R^2 für 13 verschiedene ML-Modelltypen zur Vorhersage von r_{end} . Die ML-Modelle des Typ *GradientBoost* weisen in der Kreuzvalidierung im Mittel den geringsten MAE und das größte Bestimmtheitsmaß R^2 auf und sind somit am besten in der Lage, den Trainingsdatensatz abzubilden.

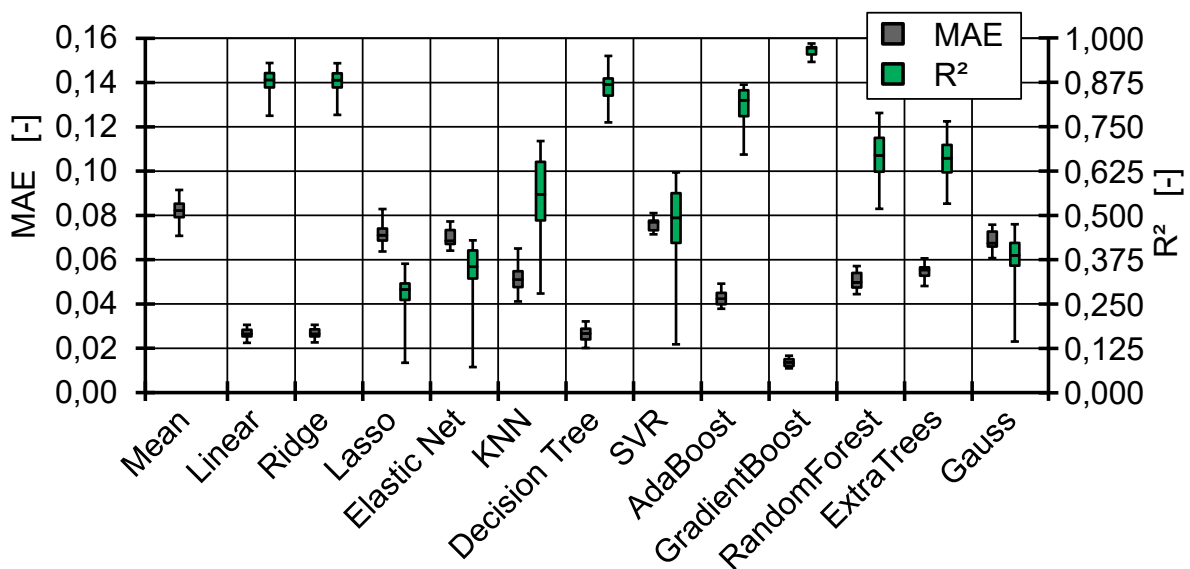


Bild 6.14: MAE und R^2 für verschiedene Modelltypen und die Kenngröße r_{end}

Fig. 6.14: MAE and R^2 for different model types and quality indicator r_{end}

Bei dem Modell *GradientBoost* handelt es sich um ein Regressionsmodell, das das Ergebnis mithilfe vieler „schwacher“ Entscheidungsbäume schätzt (vgl. Kapitel 2.2.3.2) [URL21a]. *GradientBoost*-Modelle liefern auch für die anderen betrachteten Qualitätskenngrößen die besten Approximationsergebnisse. Die einzige Ausnahme bildet x_{gel} , bei dem ein regularisiertes, multilineares Regressionsmodell des Typs Lasso am besten abschneidet. Da *GradientBoost*-Modelle auf Entscheidungsbäumen basieren, die in Abhängigkeit von Schwellwerten einen bestimmten Output liefern, weisen sie ein unstetiges Verhalten auf und können zu Herausforderungen bei der kontinuierlichen Optimierung führen. Ergänzend und vergleichend werden daher in der folgenden Optimierung auch stetige, lineare ML-Modelle betrachtet. Nach Auswahl eines Modelltyps je Qualitätskenngröße wird dieses erneut auf allen Trainingsdaten trainiert und anschließend die Generalisierbarkeit auf dem Testdatensatz ermittelt. Tabelle 6.5 gibt einen Überblick zu den ausgewählten Modellen und ihrer Approximationsgenauigkeit für die Testdaten. Die *GradientBoost*-Modelle für r_{end} , T_{end} , ΔT_{end} ,

$T_{\max}$ und L_{Gelpunkt} erreichen hohe Bestimmtheitsmaße und geringe absolute Abweichungen. Bei den *GradientBoost*-Modellen von Δr_{end} , L_{Gelzone} und $x_{T_{\max}}$ fällt R^2 geringer und die Abweichung größer aus. Die linearen ML-Modelle erreichen mit Ausnahme von Δr_{end} geringere Bestimmtheitsmaße als die *GradientBoost*-Modelle. Insbesondere für ΔT_{end} , L_{Gelzone} und $x_{T_{\max}}$ nimmt die Vorhersagequalität ab.

Kenngröße	Modelltyp	MAE		RMSE		R^2 [-]
		Wert	Einheit	Wert	Einheit	Wert
r_{end}	GradientBoost	0,01	[-]	0,02	[-]	0,9173
	Linear	0,02		0,03		0,8524
T_{end}	GradientBoost	0,97	[°C]	1,77	[°C]	0,9913
	Linear-Lasso	3,10		3,98		0,9563
Δr_{end}	GradientBoost	0,01	[-]	0,02	[-]	0,7959
	Linear	0,01		0,02		0,8181
ΔT_{end}	GradientBoost	0,98	[°C]	1,60	[°C]	0,9492
	Linear	2,30		3,67		0,7347
$T_{\max}$	GradientBoost	1,66	[°C]	2,42	[°C]	0,9835
	Linear	3,89		5,86		0,9029
L_{Gelpunkt}	GradientBoost	3,42	[mm]	6,76	[mm]	0,9871
	Linear	8,09		11,06		0,9655
x_{Gelpunkt}	Linear-Lasso	20,37	[mm]	29,11	[mm]	0,9483
L_{Gelzone}	GradientBoost	6,91	[mm]	12,74	[mm]	0,7319
	Linear	9,60		14,21		0,6662
$x_{T_{\max}}$	GradientBoost	48,48	[mm]	68,60	[mm]	0,7836
	Linear-Lasso	76,32		104,02		0,5024

Tabelle 6.5: MAE, RMSE und R^2 der ausgewählten Modelle für den Testdatensatz

Table 6.5: MAE, RMSE and R^2 of the selected models for the test data set

Bild 5.15 zeigt exemplarisch für ΔT_{end} die Gegenüberstellung von Testdaten (simuliert) und vorhergesagten Werten für die beiden Modelltypen. Es wird deutlich, dass das lineare Modell breiter streut und für kleine Werte von ΔT_{end} das Ergebnis tendenziell überschätzt, während für größere reale ΔT_{end} eine negative Abweichung zu verzeichnen ist. Hier ist die Approximationsgenauigkeit für den optimierten Prozesspunkt anhand des Simulationsmodells kritisch zu prüfen. Nach der Überprüfung der Generalisierbarkeit mithilfe des Testdatensatzes werden die ausgewählten *GradientBoost*- und linearen Modelle erneut auf dem gesamten Datensatz trainiert, um einen bestmöglichen Fit zu garantieren. Diese Modelle werden im Folgenden für die Optimierung verwendet.

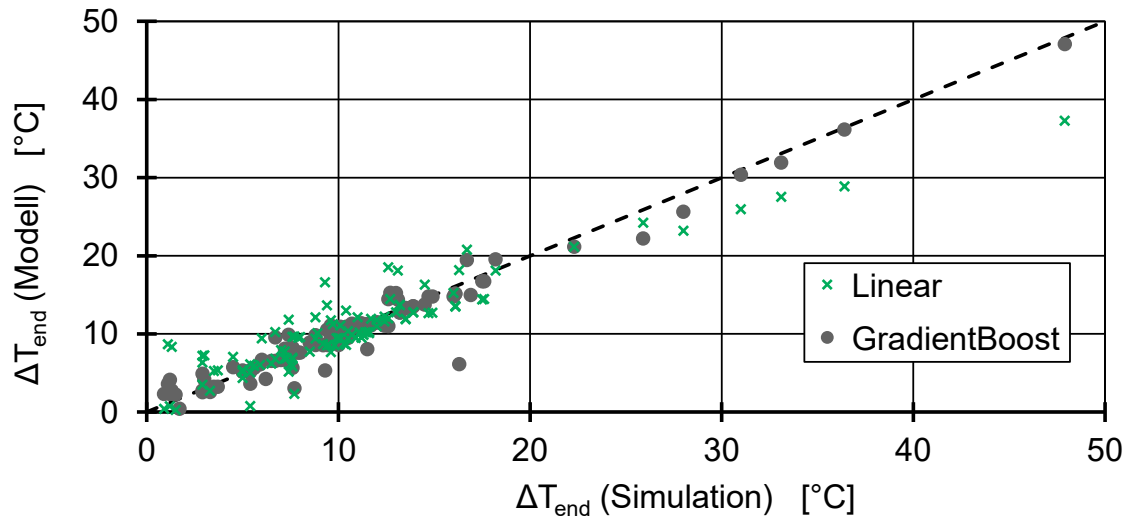


Bild 6.15: Vergleich der Vorhersage des linearen Modells und des GradientBoost-Modells für ΔT_{end} für den Testdatensatz

Fig. 6.15: Comparison of the prediction of the linear and GradientBoost model for ΔT_{end} and the test data set

6.2.2 Definition des Optimierungsproblems und der Nebenbedingungen

Mithilfe der ML-Modelle sollen die optimalen Werkzeugtemperaturen identifiziert werden, sodass die Produktionsgeschwindigkeit maximiert und gleichzeitig die Qualitätskenngrößen erfüllt werden. Die Zielfunktion sowie die Optimierungsnebenbedingungen lauten dementsprechend in standardisierter Form:

$$\text{Zielfunktion} \quad \min_{\vec{x} \in D} (-v_{\text{pul}}) \quad (\text{Gl. 6.1})$$

$$\text{Nebenbedingungen} \quad g_1(\vec{x}) = -r_{\text{end}}(\vec{x}) + r_{\text{end,min}} \leq 0 \quad (\text{Gl. 6.2})$$

$$g_2(\vec{x}) = T_{\text{end}}(\vec{x}) - T_{\text{end,max}} \leq 0 \quad (\text{Gl. 6.3})$$

$$g_3(\vec{x}) = \Delta r_{\text{end}}(\vec{x}) - \Delta r_{\text{end,max}} \leq 0 \quad (\text{Gl. 6.4})$$

$$g_4(\vec{x}) = \Delta T_{\text{end}}(\vec{x}) - \Delta T_{\text{end,max}} \leq 0 \quad (\text{Gl. 6.5})$$

$$g_5(\vec{x}) = T_{\text{max}}(\vec{x}) - T_{\text{deg}} \leq 0 \quad (\text{Gl. 6.6})$$

$$g_6(\vec{x}) = -L_{\text{Gelpunkt}}(\vec{x}) + L_{\text{Gelpunkt,min}} \leq 0 \quad (\text{Gl. 6.7})$$

$$g_7(\vec{x}) = L_{\text{Gelpunkt}}(\vec{x}) - L_{\text{Gelpunkt,max}} \leq 0 \quad (\text{Gl. 6.8})$$

$$g_8(\vec{x}) = -x_{\text{Gelpunkt}}(\vec{x}) + x_{\text{Gelpunkt,min}} \leq 0 \quad (\text{Gl. 6.9})$$

$$g_9(\vec{x}) = x_{\text{Gelpunkt}}(\vec{x}) - x_{\text{Gelpunkt,max}} \leq 0 \quad (\text{Gl. 6.10})$$

$$g_{10}(\vec{x}) = L_{\text{Gelzone}}(\vec{x}) - L_{\text{Gelzone,max}} \leq 0 \quad (\text{Gl. 6.11})$$

$$g_{11}(\vec{x}) = -x_{T_{\max}}(\vec{x}) + x_{T_{\max,\min}} \leq 0 \quad (\text{Gl. 6.12})$$

$$g_{12}(\vec{x}) = x_{T_{\max}}(\vec{x}) - x_{T_{\max,\max}} \leq 0 \quad (\text{Gl. 6.13})$$

*Definitionsbereich der
Werkzeugtemperaturen D*

$$T_{Hi,\min} \leq T_{Hi} \leq T_{Hi,\max} \quad (\text{Gl. 6.14})$$

Der Vektor x setzt sich aus den sechs Heizzonentemperaturen $T_{H1}-T_{H6}$ sowie v_{pul} zusammen. Der Lösungsvektor muss alle Nebenbedingungen erfüllen. Zudem ist der Definitionsbereich der Werkzeugtemperaturen auf einen physikalisch sinnvollen Bereich zwischen $T_{H1-H6,\min} = 25 \text{ °C}$ und $T_{H2-H6,\max} = 250 \text{ °C}$ beschränkt. Für T_{H1} wird $T_{H1,\max} = 125 \text{ °C}$ als obere Grenze vorgegeben, um den Wärmestrom Richtung Injektionsbox zu begrenzen.

Zur Identifikation eines optimalen Prozesspunkts ist es elementar, geeignete Grenzen für die Qualitätskenngrößen zu definieren. Die Grenzwerte sollten sich, wo möglich, an Materialmessungen oder Expertenwissen orientieren. In bisherigen Optimierungsstudien wurden die Optimierungsnebenbedingungen in der Regel ohne weitere Begründung festgelegt (vgl. Kapitel 2.2.3.3). Im Folgenden werden für jede Nebenbedingung Überlegungen bezüglich der quantitativen Definition des Grenzwerts angestellt:

$r_{\text{end},\min}$: Am Ende des Pultrusionswerkzeugs sollte der Gelumsatz signifikant überschritten werden, damit die Sollgeometrie des Profils erhalten bleibt ($r \geq 56 \%$). Zudem sollte spätestens im ersten Greifer der Pultrusionsanlage (ca. 5 m nach Werkzeugende) ein möglichst hoher Reaktionsumsatz vorliegen, damit das Profil nicht beschädigt wird. Wie Bild 6.11 zu entnehmen ist, steigt der mittlere Reaktionsumsatz im Profil nach Verlassen des Werkzeugs selbst bei einem relativ geringen Startwert des mittleren Umsatzes signifikant an und erreicht bei $v_{\text{pul}} = 2 \text{ m/min}$ ca. 2 m nach Werkzeugende ein Plateau. Auf Basis dieser Ergebnisse kann davon ausgegangen werden, dass am Werkzeugende ein minimaler Umsatz im Profil von $r_{\text{end},\min} = 0,65$ ausreichend ist.

$T_{\text{end},\max}$: Im ersten Greifer sollte die Glasübergangstemperatur möglichst unterschritten sein. Dies gilt insbesondere für Profile mit Hohlkammern. Es kann davon ausgegangen werden, dass im ersten Greifer das Umsatzplateau von $\sim 90 \%$ NCO-Umsatz erreicht wird. Anhand des Modells der umsatzabhängigen Glasübergangstemperatur (vgl. Kapitel 4.1.3) wird dafür $T_g(0,9) = 154 \text{ °C}$ vorhergesagt. Bild 6.12 ist zu entnehmen, dass je nach v_{pul} und T_{WZ} die absolute Abnahme der mittleren Profiltemperatur bis zum Greifer im Bereich 57–99 K liegt, wobei für höhere Werkzeugtemperaturen tendenziell auch höhere Abkühlraten erreicht werden. Da davon ausgegangen wird, dass der optimale Prozesspunkt im Bereich hoher Pultrusionsgeschwindigkeiten sowie hoher Werkzeugtemperaturen liegen wird, wird für die Definition von $T_{\text{end},\max}$ von einer mittleren absoluten Abkühlung von $\Delta T = 76 \text{ K}$ zwischen Werkzeug und erstem Greifer ausgegangen. Die Profiltemperatur am Werkzeugende sollte

dementsprechend maximal $T_{\text{end,max}} = 230 \text{ °C}$ ($= 154 \text{ °C} + 76 \text{ K}$) betragen, damit am Greifer T_g unterschritten wird.

$\Delta r_{\text{end,max}}/\Delta T_{\text{end,max}}$: Die Umsatz- und Temperaturdifferenzen im Profil sind relevant für innere Spannungen und Bauteilverzug (vgl. Kapitel 2.2.2.1). Wie groß diese Effekte und welche Verformungen/Spannungen noch tolerabel sind, hängt vom spezifischen Pultrusionsprofil ab. Sind die Umsatz- und Temperaturverläufe bekannt, können die Spannungen bzw. Verformungen im Rahmen einer thermo-mechanischen Analyse berechnet werden [Bar15]. Bei dem hier betrachteten doppelt symmetrischen Flachprofil spielen diese Effekte nur eine untergeordnete Rolle. Um den Einfluss auf das Optimierungsergebnis zu zeigen, wird exemplarisch $\Delta r_{\text{end,max}} = 0,05$ und $\Delta T_{\text{end,max}} = 10 \text{ K}$ gewählt.

T_{deg} : Im Werkzeug sollten Schädigungen der Matrix durch zu hohe Temperaturen vermieden werden. In FTIR-Messungen beim Hersteller des betrachteten PUR-Systems wurde über einen Zeitraum von 80 Minuten bei $T = 240 \text{ °C}$ keine Degradation der Urethan-Bindungen festgestellt. Für die Optimierung wird daher $T_{\text{deg}} = 240 \text{ °C}$ gewählt, auch wenn über einen kurzen Zeitraum möglicherweise noch höhere Temperaturen toleriert werden könnten.

$L_{\text{Gelpunkt,min}}/L_{\text{Gelpunkt,max}}$: Die axiale Streckung des Gelbereichs im Werkzeug ist ein Maß für die Umsatzdifferenz im Profil. L_{Gelpunkt} gibt an, wie weit die Punkte mit $r = r_{\text{gel}}$ (hier 56 %) an der Profilaußenseite und in der Profilmittle in Pultrusionsrichtung versetzt sind. Neben der Umsatzdifferenz im Profil am Werkzeugende Δr_{end} kann es sinnvoll sein, die Streckung auch innerhalb des Werkzeugs zu begrenzen. Welcher Wert tolerabel ist, hängt wiederum vom verwendeten Harzsystem und der Profilgeometrie ab. Für das hier verwendete Harzsystem wird exemplarisch $L_{\text{Gelpunkt,max}} = 250 \text{ mm}$ gewählt. Nach unten soll es keine Grenze geben ($L_{\text{Gelpunkt,min}} = 0 \text{ mm}$).

$x_{\text{Gelpunkt,min}}/x_{\text{Gelpunkt,max}}$ & $L_{\text{Gelzone,max}}$: Das Werkzeug lässt sich je nach Harzzustand schematisch in die drei Bereiche Flüssigzone, Gelzone und Festzone einteilen, in denen unterschiedliche Komponenten der Abzugskraft entstehen (vgl. Kapitel 2.3.2.1). x_{Gelpunkt} gibt Aufschluss über die Lage und Länge der jeweiligen Zonen. Wie in Kapitel 7.1.5 gezeigt wird, erreicht die Reibungszahl zwischen Profil und Werkzeug in der Gelzone ihr Maximum. In der Festzone ist die Reibungszahl größer als in der Flüssigzone. Zur Reduzierung der Abzugskraft sollte die Flüssigzone daher möglichst lang und die Gelzone möglichst kurz sein. Genaue Grenzwerte sind für den spezifischen Anwendungsfall zu definieren. Für die Optimierung wird exemplarisch $x_{\text{Gelpunkt,min}} = 500 \text{ mm}$, $x_{\text{Gelpunkt,max}} = 800 \text{ mm}$ und $L_{\text{Gelzone,max}} = 250 \text{ mm}$ vorgegeben.

$x_{T_{\text{max,min}}}/x_{T_{\text{max,max}}}$: die Lage des exothermen Temperaturmaximums kennzeichnet den Bereich maximaler Reaktionsrate. Laut Sumerak sollte er bei etwa 75 % der Werkzeuglänge liegen, was

hier 750 mm entspricht [Sum12]. *Blaurock* empfiehlt, den Prozess so einzustellen, dass das Maximum im letzten Werkzeugdrittel erreicht wird [Bla99]. Für die Optimierung wird der Bereich zwischen $x_{T_{\max},\min} = 650$ mm und $x_{T_{\max},\max} = 850$ mm vorgegeben.

Zusammengefasst werden für die Optimierung folgende Grenzen für die Qualitätskenngrößen verwendet:

Größe	$r_{\text{end},\min}$	$T_{\text{end},\max}$	$\Delta r_{\text{end},\max}$	$\Delta T_{\text{end},\max}$	T_{deg}	$L_{\text{Gelpunkt},\min}$
Einheit	-	°C	-	K	°C	mm
Wert	0,65	230	0,05	10	240	0
Größe	$L_{\text{Gelpunkt},\max}$	$x_{\text{Gelpunkt},\min}$	$x_{\text{Gelpunkt},\max}$	$L_{\text{Gelzone},\max}$	$x_{T_{\max},\min}$	$x_{T_{\max},\max}$
Einheit	mm	mm	mm	mm	mm	mm
Wert	250	500	800	250	650	850

Tabelle 6.6: Grenzwerte der Qualitätskenngrößen als Optimierungsrandbedingungen

Table 6.6: Boundaries for the quality indicators as optimization constraints

6.2.3 Implementierung der Optimierungsstrategien

Zur Lösung des Optimierungsproblems (Kapitel 6.2.2) werden unter Verwendung von *Python 3.8* zwei Varianten eines genetischen Algorithmus (GA) sowie ein Simplex-Algorithmus (SA) implementiert. Die genetischen Algorithmen unterscheiden sich in der Art, wie die Nebenbedingungen (NB) berücksichtigt werden. Sie können im Gegensatz zum SA sowohl mit linearen als auch nicht-linearen Regressionsmodellen verwendet werden. Der Simplex-Algorithmus dient in erster Linie der Validierung der Funktionsweise der GA mit den linearen Modellen (vgl. Kapitel 6.2.1), damit die GA im Anschluss mit den besseren nicht-linearen Modellen verwendet werden können. Zur Implementierung des SA wird der Simplex-Solver der freien SciPy-Bibliothek Version 1.4.1 verwendet [URL21b].

Genetische Algorithmen suchen nach der Initialisierung das globale Optimum in einer iterativen Abfolge der Schritte *Bewertung der Fitness*, *Selektion*, *Rekombination* und *Mutation* (vgl. Kapitel 2.2.3.1). Zunächst wird eine initiale Generation mit n_{chr} Individuen (Chromosomen) generiert. Die Individuen nehmen zufällige x -Werte im Definitionsbereich an. Nach der Bewertung der Fitness und der hierarchischen Sortierung (s. u.) werden die 50 % der Individuen mit der größten Fitness zur Rekombination selektiert (Eltern). Die andere Hälfte mit geringerer Fitness wird gelöscht. Die Eltern werden zufallsbasiert je zweimal rekombiniert, sodass die nächste Generation wieder auf n_{chr} Individuen aufgefüllt wird. Zur Rekombination wird ein zufälliger Index (> 0) des Input-Vektors generiert. Ein Nachkomme besteht dann bis zu diesem Index aus den Input-Parametern des einen Elternteils und ab diesem Index aus den entsprechenden Input-Parametern des anderen Elternteils. Nach der Rekombination erfolgt die

Mutation der alten bzw. neu gewonnenen Individuen. Dafür wird je Individuum ein Parameter aus dem Definitionsbereich von x zufällig ausgewählt und anschließend variiert. Die Mutationsrate sollte ca. 0,1–1 % betragen [Wei15]. Dieser Zyklus wird entsprechend der vorgegebenen Anzahl an Generationen n_{gen} -fach wiederholt.

Die zwei verwendeten GA unterscheiden sich hinsichtlich der Bewertung der Fitness und der resultierenden Selektion der Eltern für die Rekombination (vgl. Kapitel 2.2.3.1 und [KC12, Wei15]). In der ersten Variante (GA-1; Trennung von Zielfunktion und Nebenbedingungen) wird die Fitness eines Individuums allein anhand des Zielkriteriums (Pultrusionsgeschwindigkeit) bewertet. Die hierarchische Sortierung aller Individuen erfolgt über einen paarweisen Vergleich anhand drei einfacher Regeln (sog. legale Elternselektion):

1. Wenn beide Individuen die NB erfüllen, dann wähle dasjenige mit dem besseren Zielfunktionswert.
2. Wenn nur eins der beiden Individuen die NB erfüllt, dann wähle das, welches die NB erfüllt.
3. Wenn keins der beiden Individuen die NB erfüllt, dann wähle dasjenige mit der geringeren Summe der NB-Verletzungen.

Für Regel 3 ist eine skalare Quantifizierung $p(x)$ der NB-Verletzung nötig. Dies erfolgt über eine gewichtete Addition der einzelnen Abweichungen:

$$p(x) = \sum_{i=1}^{12} (w_i \cdot \max\{0; g_i(x)\}) \quad (\text{Gl. 6.15})$$

Die Gewichtung ist nötig, um die Größenordnungen der Abweichungen anzupassen. Da die Hierarchie jedoch primär über Regel 1 und 2 erstellt wird, spielt die genaue Wahl der Gewichtungsfaktoren nur eine untergeordnete Rolle. Im Folgenden werden die Gewichtungsfaktoren aus Tabelle 6.7 gewählt.

NB	r_{end}	T_{end}	Δr_{end}	ΔT_{end}	T_{max}	L_{Gelpunkt}	x_{Gelpunkt}	L_{Gelzone}	$x_{T_{\text{max}}}$
Einheit	[-]	[°C]	[-]	[K]	[°C]	[mm]	[mm]	[mm]	[mm]
i	1	2	3	4	5	6/7	8/9	10	11/12
w_i	10	1	100	1	1	1	1	1	1

Tabelle 6.7: Gewichtungsfaktoren w_i zur Quantifizierung der Abweichung von den NB

Table 6.7: Weighting factors w_i for quantification of the deviation from constraint values

In der zweiten Variante des GA (GA-2) wird die Zielfunktion um einen Strafterm erweitert, sodass sich Verletzungen der Nebenbedingungen negativ auf den Zielfunktionswert auswirken:

Erweiterte Zielfunktion
zur Implementierung von Variante GA-2

$$\min f(x) = -v_{pul} + a_{ges} \cdot \sum_{i=1}^{12} (a_i \cdot \max\{0; g_i(x)\}) \quad (Gl. 6.16)$$

Die Relaxation der Zielfunktion ermöglicht im Gegensatz zur Variante der legalen Elternselektion, dass Steigerungen von v_{pul} durch Verletzungen der NB „erkauft“ werden, sodass insbesondere im Randbereich des Lösungsraums breiter gesucht werden kann. Der übergeordnete Gewichtungsfaktor a_{ges} sowie die individuellen Gewichtungsfaktoren a_i müssen hierbei sorgsam gewählt werden, um die Steigerung von v_{pul} und die Verletzung der NB auszutariieren. Große Gewichtungsfaktoren führen zu einer starken Bestrafung und steigern die Wahrscheinlichkeit, dass das Optimum dem vorgegebenen Lösungsraum entstammt. Kleine Gewichtungsfaktoren führen dazu, dass die Nebenbedingungen stärker relaxiert werden können, um v_{pul} zu steigern. Um v_{pul} und die Verletzungen der NB in Relation zu setzen, werden die individuellen Gewichtungsfaktoren anhand des Gradienten der entsprechenden NB gegenüber v_{pul} angenähert:

$$a_i = \left. \frac{\Delta v_{pul}}{\Delta g_i} \right|_{g_i = g_{i,Standard}} \quad (Gl. 6.17)$$

Der Gradient wird anhand der linearen Modelle und des Simplex-Algorithmus abgeschätzt, indem die entsprechende NB um einen kleinen Betrag relaxiert bzw. verschärft und die Veränderung des optimalen v_{pul} bestimmt wird. Diese Vorgehensweise kann allerdings nur für diejenigen NB angewendet werden, die im Optimum bindend sind (Δr_{end} , ΔT_{end} , x_{Tmax} ; vgl. Kapitel 6.3). Für die übrigen NB wird der Betrag jeweils so verschärft, dass die NB bindend wird und für diesen Grenzbereich der Gradient ermittelt. Die entsprechenden Gewichtungsfaktoren sind Tabelle 6.8 zu entnehmen.

NB	r_{end}	T_{end}	Δr_{end}	ΔT_{end}	T_{max}	$L_{Gelpunkt}$	$x_{Gelpunkt}$	$L_{Gelzone}$	x_{Tmax}
i	1	2	3	4	5	6/7	8/9	10	11/12
a_i	0,89	0,0035	14,91	0,0073	0,0049	0,0048	0,0009	0,010	0,0005
Einheit	$\frac{m}{min}$	$\frac{m}{min \cdot ^\circ C}$	$\frac{m}{min}$	$\frac{m}{min \cdot K}$	$\frac{m}{min \cdot ^\circ C}$	$\frac{1000}{min}$	$\frac{1000}{min}$	$\frac{1000}{min}$	$\frac{1000}{min}$

Tabelle 6.8: Gewichtungsfaktoren a_i für Variante GA-2

Table 6.8: Weighting factors a_i for GA-2

Schließlich müssen für die Anwendung der genetischen Algorithmen n_{chr} , n_{gen} , die Mutationsrate $\Delta T/\Delta v_{pul}$ und a_{ges} definiert werden. Die Abhängigkeit des Optimierungsergebnisses von diesen Parametern wird in den folgenden zwei Kapiteln untersucht.

6.3 Ergebnisse der Optimierung mit linearen ML-Modellen

Die Durchführung des Simplex-Algorithmus liefert in kürzester Zeit ein eindeutiges Optimierungsergebnis (vgl. Tabelle 6.9). Demnach sollte in den ersten vier Zonen die maximal mögliche Heizplattentemperatur gewählt werden. In der fünften Zone folgt eine deutlich geringere Temperatur und in der sechsten Zone eine moderate Temperatur. Der Effekt der vorgeschlagenen Heizstrategie wird in Kapitel 6.5 diskutiert. Die sich ergebende maximale Pultrusionsgeschwindigkeit für die gewählten Nebenbedingungen ist $v_{\text{pul,opt}} = 2,7 \text{ m/min}$. Im Optimum sind die Nebenbedingungen für Δr_{end} , ΔT_{end} und $x_{T\text{max}}$ bindend (vgl. Tabelle 6.10). Bild 6.16 zeigt, wie sich die maximal mögliche Pultrusionsgeschwindigkeit ändert, wenn die bindenden NB oder die oberen Grenzen für die Werkzeugtemperaturen im Bereich $\pm 10 \%$ relaxiert oder verschärft werden. Demnach hat eine Anhebung der maximal möglichen Temperatur in den Zonen 2–6 den größten Effekt, allerdings nur bis ca. 270 °C . Eine Variation von $T_{\text{H1,max}}$ hat hingegen nur einen kleinen Einfluss. In Bezug auf die NB würde eine Relaxation von Δr_{end} die größte Geschwindigkeitssteigerung ermöglichen, gefolgt von $x_{T\text{max}}$ und ΔT_{end} .

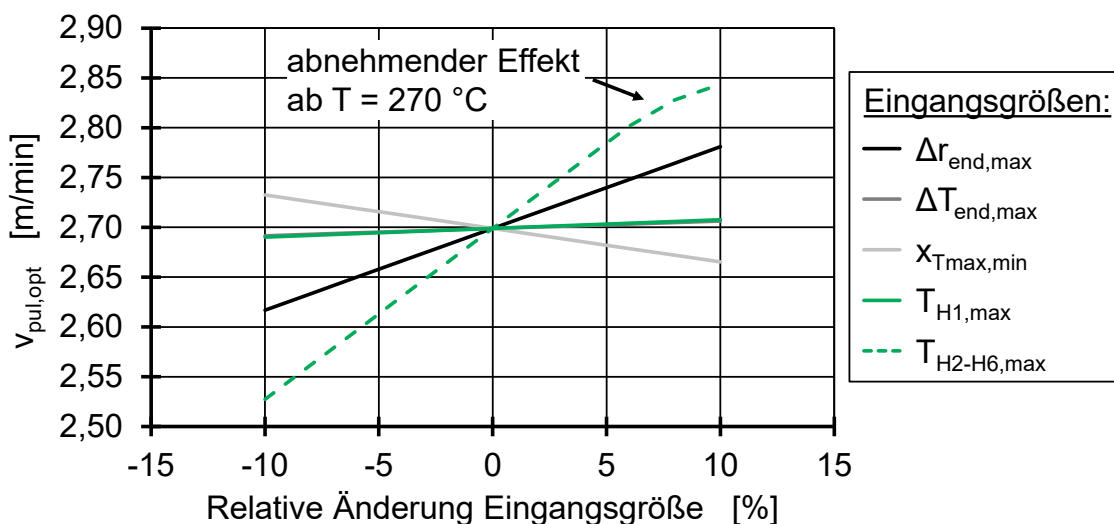


Bild 6.16: Einfluss einer Variation der bindenden NB sowie Obergrenzen der Werkzeugtemperaturen auf das Optimierungsergebnis

Fig. 6.16: Influence of varying the binding constraint value and upper boundary of the temperatures on the optimization result

Die Güte des Optimierungsergebnisses der genetischen Algorithmen hängt von den Parametern n_{chr} und n_{gen} , der Mutationsrate $\Delta T/\Delta v_{\text{pul}}$ sowie dem übergeordneten Gewichtungsfaktor a_{ges} (nur GA-2) ab. Bild 6.17 zeigt den Einfluss für GA-1 (Trennung von Zielfunktion und Nebenbedingungen). Dabei werden die linearen ML-Modelle eingesetzt. Es ist dargestellt, wie sich $v_{\text{pul,opt}}$ mit zunehmender Anzahl an Generationen entwickelt. $v_{\text{pul,opt}}$ ist die Pultrusionsgeschwindigkeit des besten Individuums der aktuellen Generation nach der hierarchischen Sortierung. Aufgrund der stochastischen Funktionsweise der GA wird die

Ausführung je 10-mal wiederholt, um die Reproduzierbarkeit des Ergebnisses zu untersuchen. Neben der empfohlenen Mutationsrate von 1 % (s.o., entspricht $\Delta T = 3 \text{ K}/\Delta v_{\text{pul}} = 0,05 \text{ m/min}$) wird auch eine deutlich größere Mutationsrate betrachtet ($\Delta T = 30 \text{ K}/\Delta v_{\text{pul}} = 0,5 \text{ m/min}$). $v_{\text{pul,opt}}$ nähert sich mit zunehmender Anzahl an Generationen einem Plateau. Dieses wird für eine größere Mutationsrate schneller erreicht, weil sich die Individuen je Iterationsschritt in einem größeren Bereich verändern können. Ein eindeutiger Einfluss von n_{chr} ist nicht feststellbar. Für jede untersuchte Parameterkombination gibt es mindestens einen Optimierungslauf, in dem die theoretisch maximal mögliche Pultrusionsgeschwindigkeit nicht erreicht wird. Hier ist der genetische Algorithmus trotz einer relativ großen Mutationsrate nicht in der Lage, ein lokales Optimum zu verlassen. Bild 6.18 zeigt, wie sich die mittlere optimierte Geschwindigkeit über alle 10 Wiederholungen in Abhängigkeit von der Generationenzahl verändert. Spätestens nach etwa 4.000 Generationen wird jeweils das Plateau erreicht. Unabhängig von der Mutationsrate ist bei einer Reduzierung von n_{chr} keine Verschlechterung des Optimierungsergebnisses feststellbar (vgl. auch Bild 6.17). Bei 10-maliger Ausführung von GA-1 wird für jede untersuchte Parameterkombination mindestens einmal die maximal mögliche Pultrusionsgeschwindigkeit gefunden. Die vorgeschlagenen Werkzeugtemperaturen entsprechen denjenigen des Optimums des Simplex-Algorithmus (vgl. Tabelle 6.9).

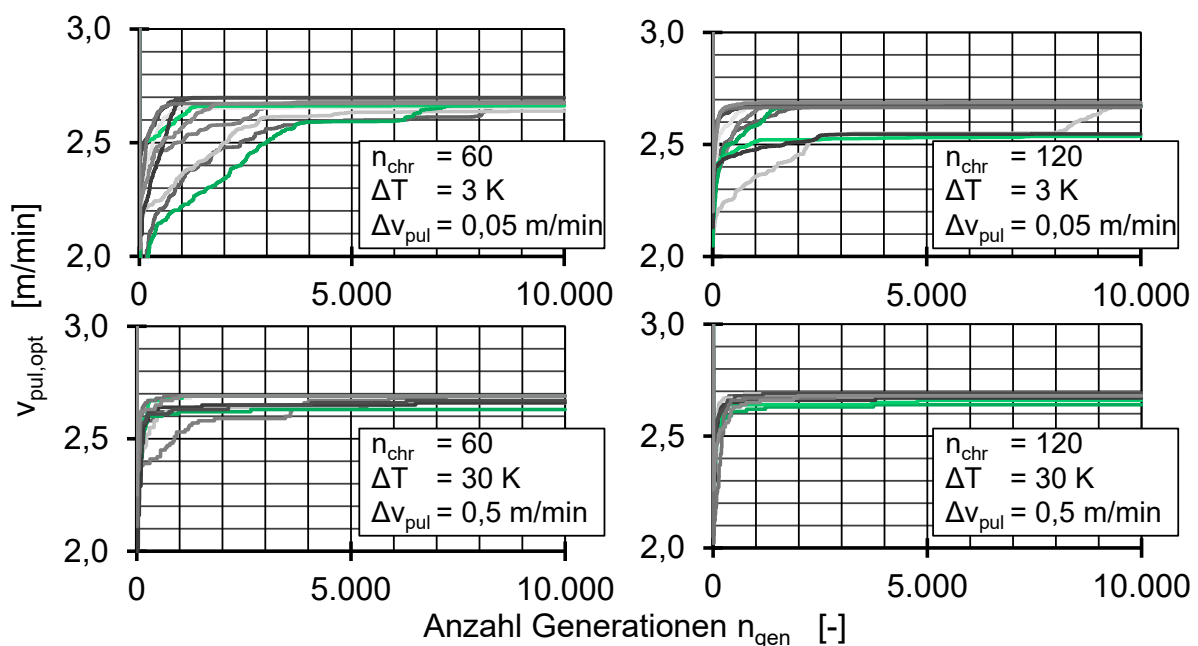


Bild 6.17: Optimierungsergebnis von GA-1 in Abhängigkeit von n_{gen} , n_{chr} , ΔT und Δv_{pul}
 Fig. 6.17: Optimization results of GA-1 depending on n_{gen} , n_{chr} , ΔT and Δv_{pul}

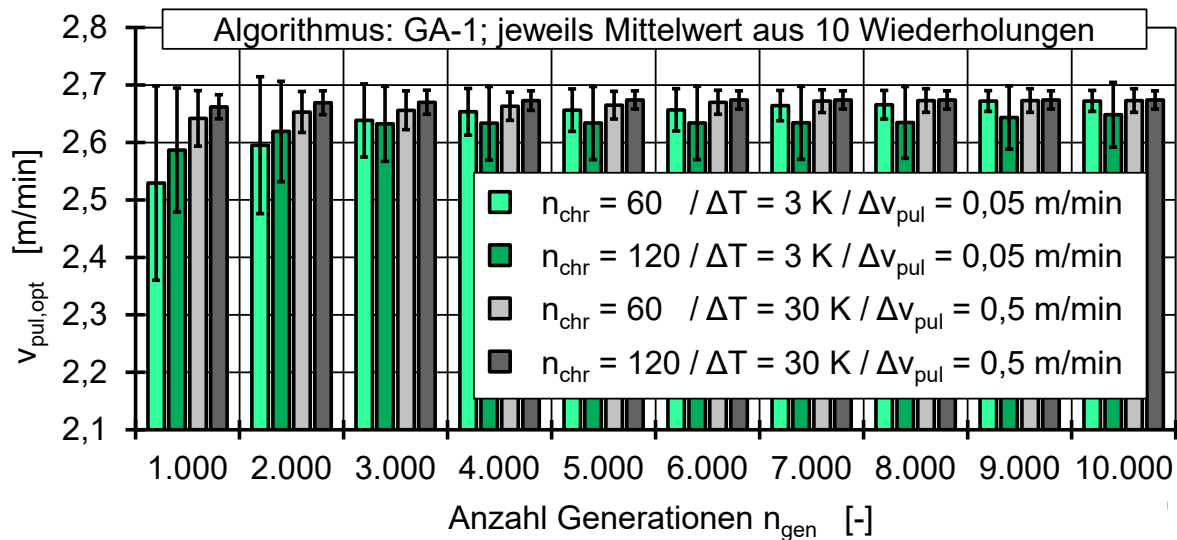


Bild 6.18: Mittlere optimale Geschwindigkeit in Abhängigkeit von n_{gen} , n_{chr} , ΔT und Δv_{pul}
 Fig. 6.18: Average optimum line speed depending on n_{gen} , n_{chr} , ΔT und Δv_{pul}

Bild 6.19 zeigt die mittlere optimierte Pultrusionsgeschwindigkeit aus 10 Wiederholungen mit GA-2 für verschiedene Gewichtungsfaktoren a_{ges} sowie $n_{\text{chr}} = 16/24/32$. Auf Basis der Ergebnisse mit GA-1 wird $n_{\text{gen}} = 5.000$ und $\Delta T = 30 \text{ K} / \Delta v_{\text{pul}} = 0,5 \text{ m/min}$ gewählt. Zum Vergleich sind auch die Ergebnisse von GA-1 und des Simplex-Algorithmus dargestellt. Es wird bestätigt, dass schon für eine geringe Anzahl an Chromosomen gute Optimierungsergebnisse erzielt werden. Für $a_{\text{ges}} = 1,5$ bzw. $2,0$ werden mit GA-2 vergleichbare Ergebnisse zu GA-1 sowie zum Benchmark mit dem Simplex-Algorithmus erzielt. Bei diesen Gewichtungsfaktoren reduziert die Verletzung von Nebenbedingungen die Fitness der Individuen so stark, dass das Optimum innerhalb des Lösungsraums liegt. Wird der Gewichtungsfaktor jedoch weiter reduziert ($a_{\text{ges}} = 1,0$), identifiziert GA-2 eine größere optimale Pultrusionsgeschwindigkeit auf Kosten der Verletzung von Nebenbedingungen. Demnach kann v_{pul} um ca. 10 % von 2,7 m/min auf 2,96 m/min gesteigert werden, wenn dafür eine signifikante höhere Temperaturdifferenz sowie eine leicht höhere Umsatzdifferenz im Profil und eine minimal vorgezogene Position des Temperaturpeaks in Kauf genommen wird (siehe Tabelle 6.10). Die vorgeschlagene Heizstrategie unterscheidet sich in den letzten zwei Zonen von derjenigen der Optimierung mit SA und GA-1 (vgl. Tabelle 6.9). Demnach fällt die Temperatur am Werkzeugende kontinuierlich ab.

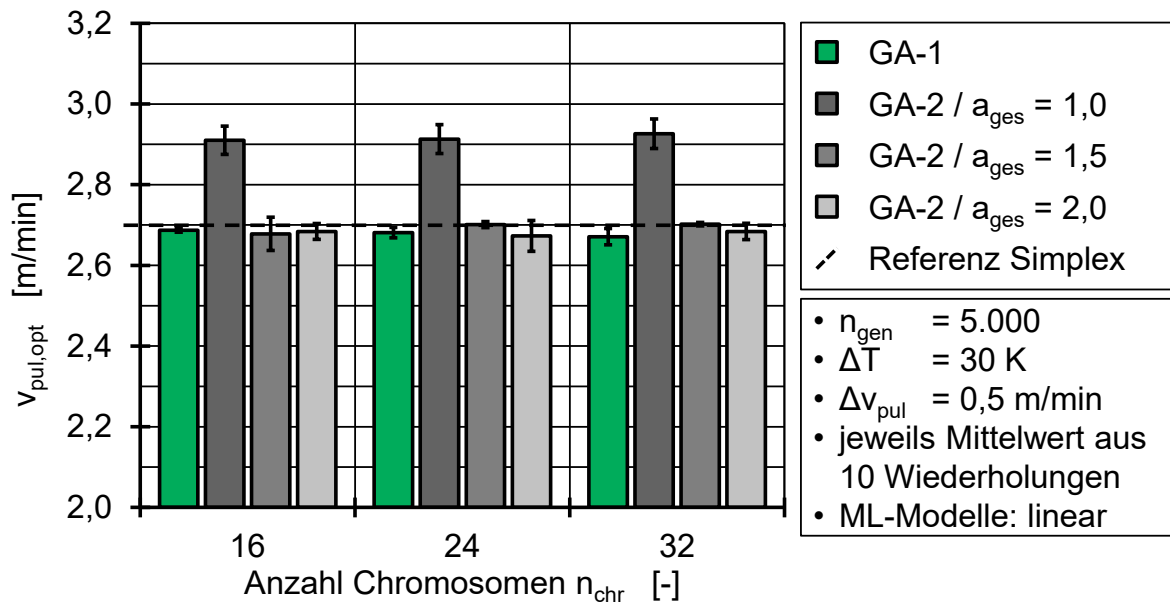


Bild 6.19: Optimierungsergebnis von GA-2 in Abhängigkeit von n_{chr} und a_{ges}

Fig. 6.19: Optimization result of GA-2 depending on n_{chr} and a_{ges}

Tabelle 6.10 zeigt die Werte der Qualitätsparameter für die identifizierten Optima Opt-1 und Opt-2 sowie den Referenzpunkt im Vergleich. Verletzungen von NB sind fett markiert. Als Referenz dient der Prozesspunkt mit der höchsten Geschwindigkeit ($v_{pul} = 2,0$ m/min) und den höchsten Werkzeugtemperaturen der zuvor vorgestellten Parameterstudie (Kapitel 6.1). Neben der Vorhersage der linearen ML-Modelle ist in der Tabelle auch das jeweilige Simulationsergebnis dargestellt. Es ist ersichtlich, dass die Vorhersage der ML-Modelle die Simulationsergebnisse größtenteils gut trifft (weniger als 5 % Abweichung), obwohl die optimierten Prozesspunkte außerhalb der Trainingsdatenbasis liegen. Lediglich bei Δr_{end} , ΔT_{end} und $L_{Gelzone}$ sind größere Abweichungen zu verzeichnen. Hier zeigten die linearen ML-Modelle bereits einen relativ schlechten Fit für den Testdatensatz (vgl. Tabelle 6.5). Die Abweichung der ML-Modelle erfolgt jedoch zur sicheren Seite, da von ihnen tendenziell größere Werte von Δr_{end} , ΔT_{end} und $L_{Gelzone}$ vorhergesagt werden.

Name		v_{pul}	T_{H1}	T_{H2}	T_{H3}	T_{H4}	T_{H5}	T_{H6}
		[m/min]	[°C]	[°C]	[°C]	[°C]	[°C]	[°C]
Referenz ($T = +40$ °C)		2,0	92,5	180	200	220	220	210
Opt-1	SA	2,699	125	250	250	250	155,6	206,4
	GA-1	2,69	124	250	248	250	155	207
	GA-2 ($a_{ges} = 2$)	2,7	125	250	250	250	155	206
Opt-2	GA-2 ($a_{ges} = 1$)	2,96	125	250	250	250	204	181

Tabelle 6.9: Optimierte Werkzeugtemperaturen und Pultrusionsgeschwindigkeiten

Table 6.9: Optimized die temperatures and line speeds

Optimierungsergebnis		Referenz			Opt-1 SA / GA-1 / GA-2 ($a_{ges} = 2$)			Opt-2 GA-2 ($a_{ges} = 1$)		
NB	Vorgabe	SIM	ML	Δ [%]	SIM	ML	Δ [%]	SIM	ML	Δ [%]
Δr_{end} [-]	$\leq 0,05$	0,02	0,035	+75	0,03	0,05	+66,7	0,03	0,06	+100
ΔT_{end} [K]	≤ 10	9,7	10,3	+6,2	7,1	10	+40,8	27,1	23,4	-13,7
$L_{Gelpunkt}$ [mm]	0–250	134,5	140,6	+4,5	218	234,0	+7,3	242	250	+3,3
r_{end} [-]	$\geq 0,65$	0,86	0,85	-1,2	0,85	0,80	-5,9	0,84	0,80	-4,8
T_{end} [°C]	≤ 230	217,1	216,1	-0,5	207,0	203,1	-1,9	208,9	201,9	-3,4
T_{max} [°C]	≤ 240	223,7	226,5	+1,3	240,9	228,2	-5,3	240,2	238,5	+0,7
$x_{Gelpunkt}$ [mm]	500–800	637,3	639,1	+0,3	535	564,7	+5,6	575	611,4	+6,3
x_{Tmax} [mm]	650–850	843,9	868,6	+2,9	656,1	650	-1,0	698,9	648,4	-7,2
$L_{Gelzone}$ [mm]	≤ 250	59,2	59,2	0	52,6	70,3	+33,7	57,8	67,1	+16,1

Tabelle 6.10: Werte der Qualitätskenngrößen für die bestimmten Optimierungsergebnisse

Table 6.10: Values of the quality indicators for the identified optimization results

Zusammenfassend lässt sich festhalten, dass durch die Optimierung mit den linearen Modellen und dem Simplex-Algorithmus die Pultrusionsgeschwindigkeit von 2,0 auf 2,7 m/min um 35 % im Vergleich zum Referenzpunkt gesteigert werden kann, ohne dass sich die Qualität der hergestellten Bauteile verschlechtert. Die programmierten genetischen Algorithmen kommen zum gleichen Ergebnis, womit die Funktionsweise von GA-1 und GA-2 validiert ist. Werden die bindenden Nebenbedingungen beim GA-2 weiter relaxiert, ist eine weitere Steigerung von v_{pul} auf 2,96 m/min möglich. Die vorgeschlagenen Heizstrategien weichen signifikant von den in der Praxis üblichen Temperatureinstellungen ab (siehe Kapitel 6.5).

6.4 Ergebnisse der Optimierung mit nicht-linearen ML-Modellen

Die Analyse der verschiedenen Typen von Machine-Learning-Modellen in Kapitel 6.2.1 zeigt, dass die nicht-linearen Modelle in vielen Fällen besser in der Lage sind, die Simulationsdatenbasis abzubilden. Insofern ist bei der Optimierung mithilfe dieser Modelle eine genauere Lösung als mit den linearen ML-Modellen zu erwarten. Da der Simplex-Algorithmus lineare Modelle voraussetzt, können lediglich die validierten genetischen Algorithmen GA-1 und GA-2 angewandt werden.

Bild 6.20 zeigt die mittlere optimale Pultrusionsgeschwindigkeit $v_{pul,opt}$ für eine 10-malige Wiederholung der Algorithmen und für verschiedene Kombinationen der Parameter n_{chr} , Mutationsrate und a_{ges} . Bei GA-1 führt eine Erhöhung von n_{chr} von 16 auf 32 Individuen sowie eine größere Mutationsrate tendenziell zu einem besseren mittleren Optimierungsergebnis. Eine weitere Steigerung von n_{chr} zeigt jedoch keinen Effekt. Das Ergebnis von GA-2 ist unabhängig

von n_{chr} . Auch hier führt eine größere Mutationsrate zu einem größeren $v_{pul,opt}$. Bei der größeren Mutationsrate ist kein Einfluss von a_{ges} zu verzeichnen.

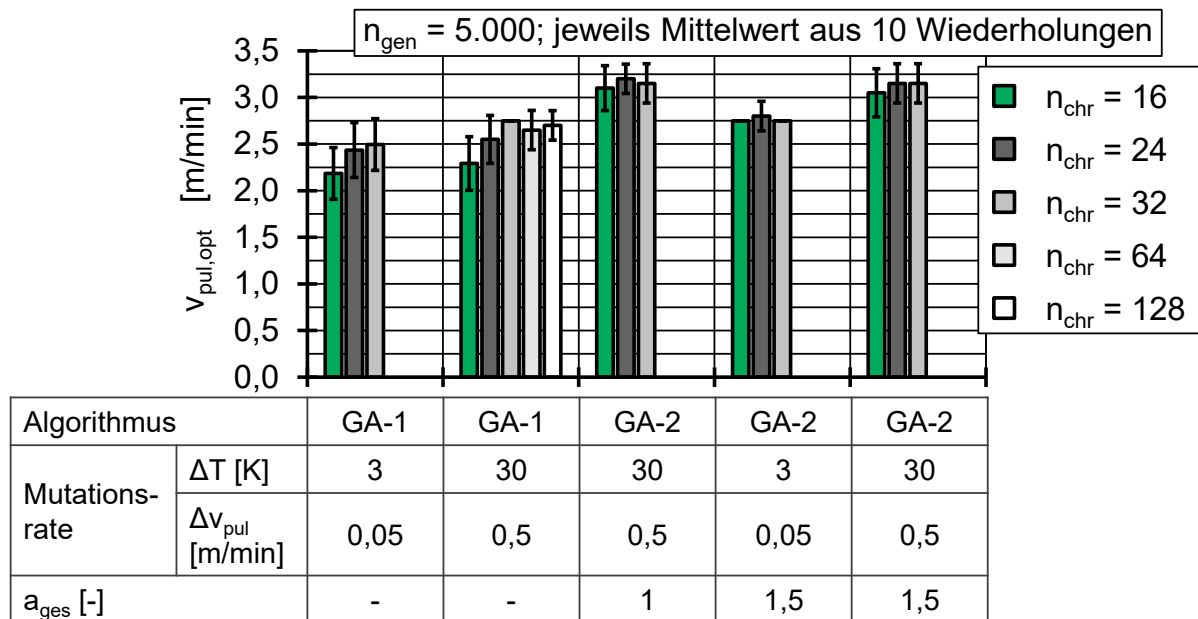


Bild 6.20: Mittlere maximale Pultrusionsgeschwindigkeit bei 10-maliger Wiederholung der Algorithmen GA-1 und GA-2 mit den nicht-linearen ML-Modellen

Fig. 6.20: Average maximum line speed for a 10-fold repetition of algorithms GA-1 and GA-2 with the non-linear models

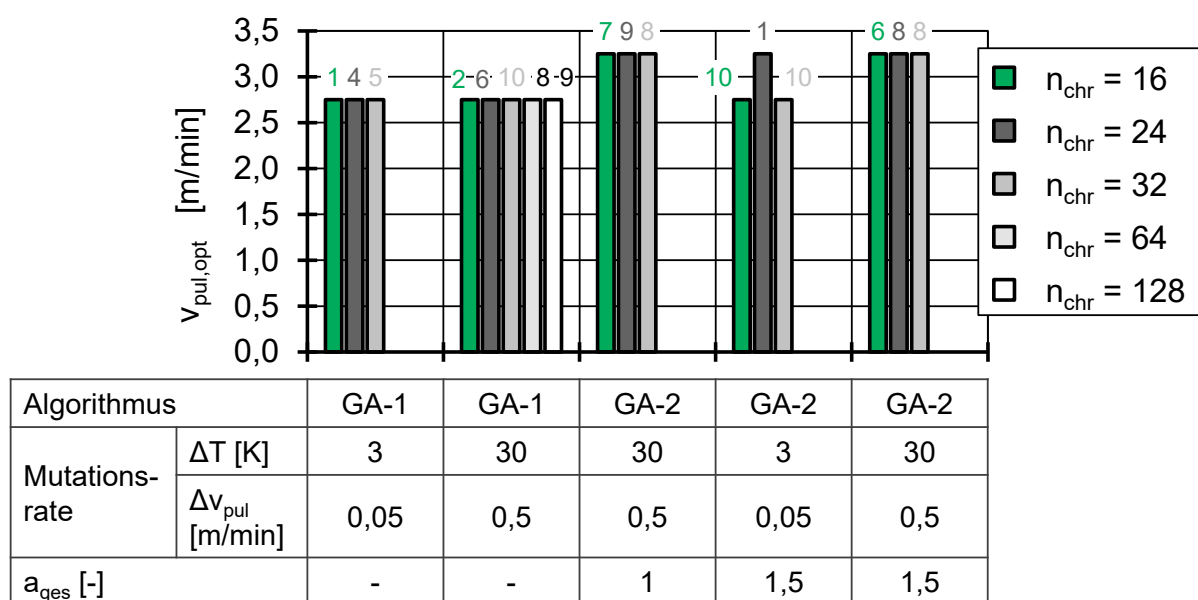


Bild 6.21: Maximale optimale Pultrusionsgeschwindigkeit und Anzahl des Auftretens bei 10-maliger Wiederholung der Algorithmen

Fig. 6.21: Maximum optimized line speed and number of occurrences for a 10-fold repetition of the algorithms

Bild 6.21 zeigt die maximale Pultrusionsgeschwindigkeit, die bei 10-maliger Ausführung des jeweiligen Algorithmus bestimmt wurde. Ebenfalls angegeben ist die Häufigkeit der ermittelten

maximalen Geschwindigkeit in den 10 Wiederholungen. Es fällt auf, dass $v_{\text{pul,opt}}$ diskrete Werte bei 2,75 und 3,25 m/min einnimmt. Dies ist auf die Entscheidungsbaum-basierte Funktionsweise der verwendeten nicht-linearen ML-Modelle zurückzuführen. Die Vorhersage der baumbasierten Modelle ist abhängig von Schwellwerten der Input-Parameter. Bild 6.22 zeigt das Ergebnis der Vorhersage von Δr_{end} , L_{Gelpunkt} und $x_{T\text{max}}$ in Abhängigkeit der Pultrusionsgeschwindigkeit (Werkzeugtemperaturen konstant) zusammen mit der vorgegebenen NB für die Optimierung. Diese drei Größen sind für die exemplarisch betrachtete Temperaturkombination bindend. Sie nehmen im untersuchten Geschwindigkeitsbereich diskrete Werte an und springen bei einer Überschreitung von $v_{\text{pul}} > 2,75$ m/min auf das nächsthöhere Niveau, sodass die Optimierungsgrenze überschritten wird. Dieses nicht-kontinuierliche Verhalten beruht auf keiner physikalischen Grundlage, sondern ist allein durch die Modellstruktur begründet. Dies führt zusätzlich dazu, dass die optimalen Werkzeugtemperaturen bei jeder Wiederholung des Algorithmus in einem breiten Bereich streuen.

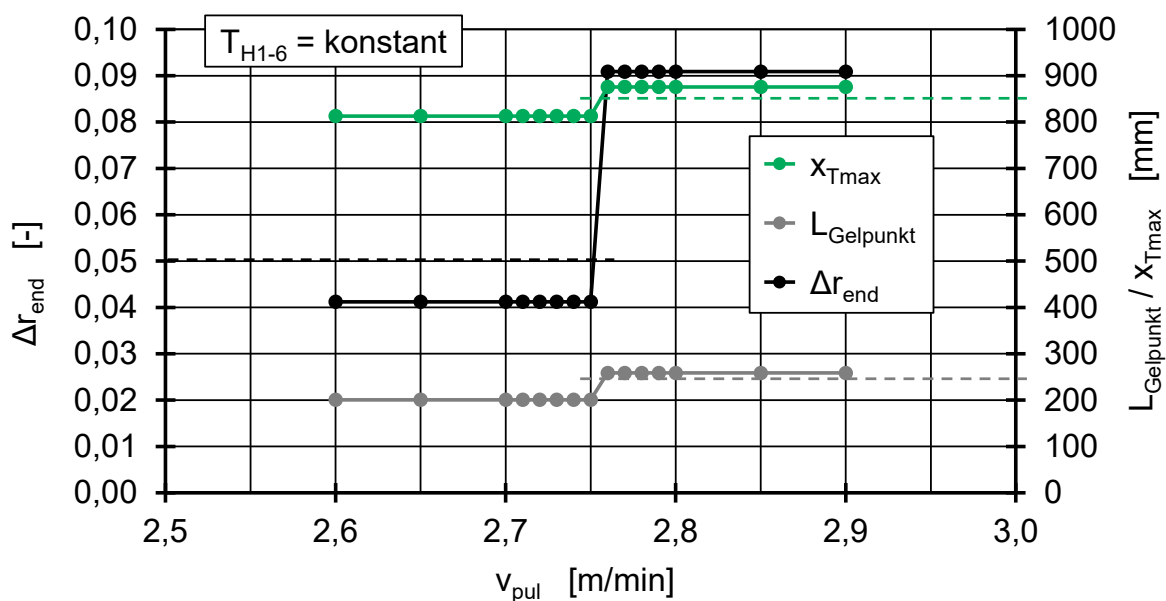


Bild 6.22: Vorhersage von Δr_{end} , L_{Gelpunkt} und $x_{T\text{max}}$ in Abhängigkeit von v_{pul} mit den nicht-linearen ML-Modellen

Fig. 6.22: Prediction of Δr_{end} , L_{Gelpunkt} und $x_{T\text{max}}$ depending on v_{pul} with the non-linear machine learning models

Bild 6.23 zeigt exemplarisch die bestimmten optimalen Werkzeugtemperaturen bei einer 10-fachen Wiederholung des Algorithmus GA-2. Die Heizplattentemperaturen streuen in einem Bereich von $\Delta T_{\text{H1}} = 29$ K bis $\Delta T_{\text{H6}} = 140$ K. Als maximale Pultrusionsgeschwindigkeit wird für alle Temperaturkombinationen jeweils 2,75 m/min ermittelt. Bei einer weiteren Steigerung von v_{pul} wird unabhängig von den Werkzeugtemperaturen mindestens eine Grenze einer Optimierungsnebenbedingung überschritten. Mithilfe der nicht-linearen Modelle kann

demnach keine eindeutige Lösung des betrachteten Optimierungsproblems identifiziert werden. Die Identifikation eines eindeutigen Optimums in einem kontinuierlichen Lösungsraum (v_{pul} , $T_{\text{H1}}-T_{\text{H6}}$) setzt ein kontinuierliches Verhalten der modellierten Qualitätsgrößen voraus.

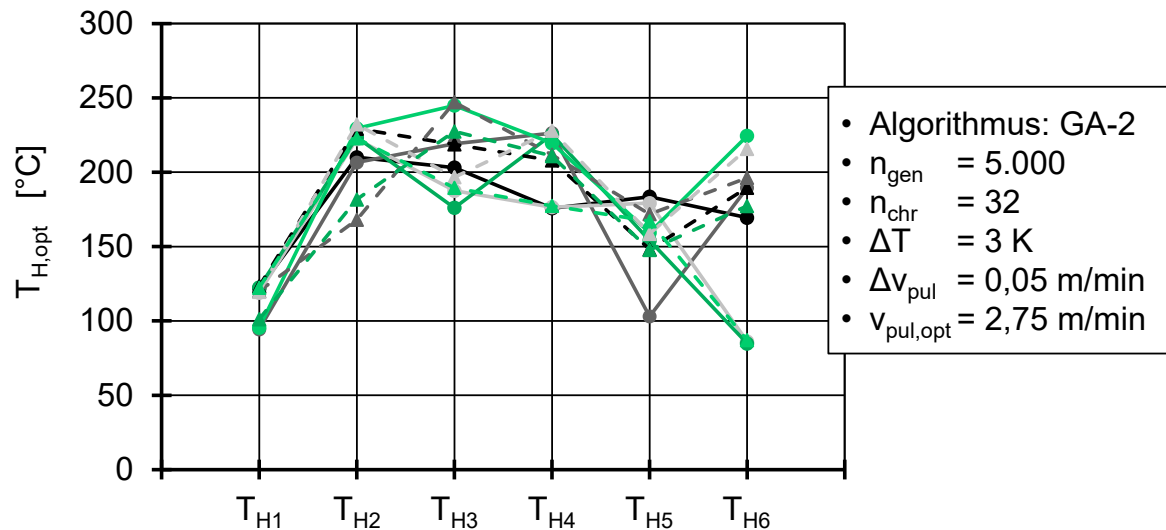


Bild 6.23: Optimale Temperatureinstellungen bei 10-maliger Wiederholung des Algorithmus

Fig. 6.23: Optimum temperature settings for a 10-fold repetition of the algorithm

6.5 Diskussion der optimalen Heizstrategie

Mithilfe der linearen ML-Modelle und der verwendeten Optimierungsstrategien werden zwei verschiedene Optima identifiziert, die sich in der Pultrusionsgeschwindigkeit, den Werkzeugtemperaturen in Zone 5 und 6 sowie der Erfüllung der Nebenbedingungen unterscheiden (vgl. Kapitel 6.3). Obwohl die Simulationsdatenbank, die zum Training der ML-Modelle verwendet wurde, bereits ein Bias enthält (Kombination von Werkzeugtemperaturen eines bestimmten Bereichs), weicht die vorgeschlagene Heizstrategie signifikant von üblicherweise verwendeten Werkzeugtemperaturen (Tabelle 6.4) ab. Bild 6.24 zeigt die simulierte Entwicklung von Temperatur und Umsatz in der Profilmitte sowie der Profilecke für Opt-1 ($v_{\text{pul}} = 2,7 \text{ m/min}$; alle NB erfüllt). Durch die hohen Werkzeugtemperaturen in den ersten vier Zonen steigen die Temperatur und der Reaktionsumsatz in der Profilecke rasch an. Aufgrund der schlechten Wärmeleitung und der hohen Pultrusionsgeschwindigkeit findet der Anstieg in der Profilmitte verzögert statt, was zu zwischenzeitlich hohen Temperatur- und Umsatzgradienten im Profil führt. Diese kehren sich in Zone 5 jedoch um. Die deutlich geringere Werkzeugtemperatur kühlt die Außenseite des Profils ab, sodass der Umsatz dort kaum noch ansteigt und die Werte der Profilmitte sich angleichen können. Mit der moderaten Temperatur in der letzten Zone wird der Reaktionsumsatz abschließend leicht gesteigert.

Zudem wird die Temperatur an der Profilaußenseite wieder leicht angehoben, was zu einem geringen Temperaturgradienten innerhalb des Profils führt.

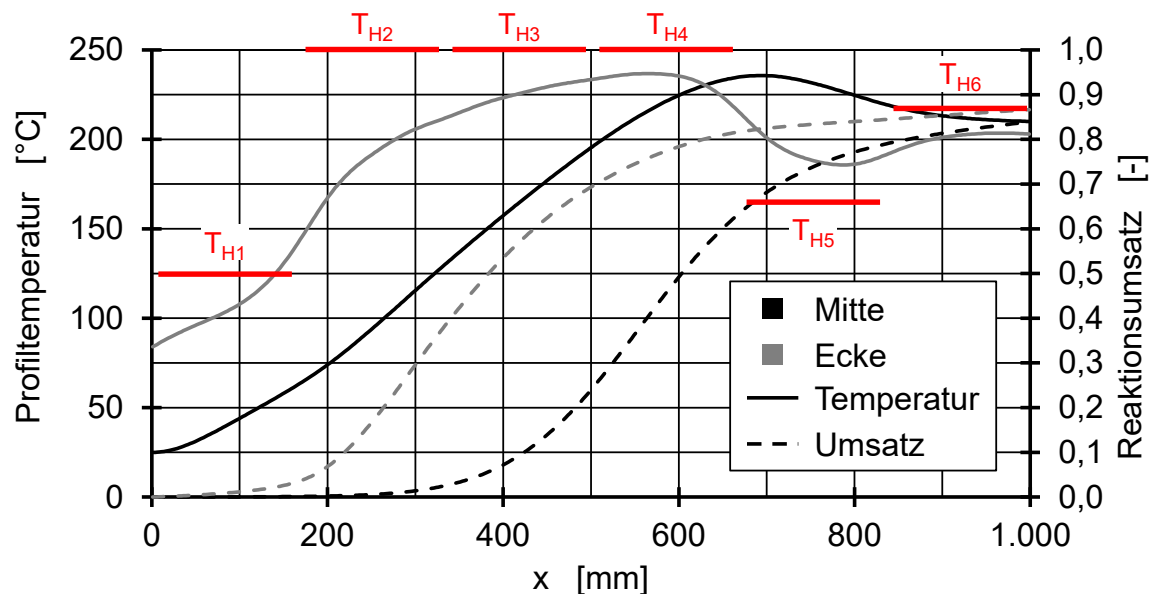


Bild 6.24: Verlauf von Temperatur und Reaktionsumsatz in der Profilmitte und Profilecke für Opt-1

Fig. 6.24: Development of temperature and degree of cure in the profile center and corner for Opt-1

Die vom Algorithmus vorgeschlagene optimale Heizstrategie verfolgt demnach in verschiedenen Bereichen des Werkzeugs unterschiedliche Ziele: zu Beginn werden hohe Temperaturen vorgeschlagen, um den Reaktionsumsatz möglichst schnell zu steigern. Dies führt zu hohen Temperatur- und Umsatzgradienten im Profil. Daher sollten im letzten Werkzeugdrittel geringere Temperaturen gewählt werden, um Temperatur und Umsatz innerhalb des Profils anzugleichen.

Bild 6.25 zeigt analog die simulierten Verläufe für Profilttemperatur und Umsatz im Prozesspunkt Opt-2 ($v_{\text{pul}} = 2,96 \text{ m/min}$; Verletzung der NB für ΔT_{end} , Δr_{end} und $x_{T_{\text{max}}}$). Im Vergleich zu Opt-1 ist die Temperatur in Zone 5 größer, weshalb die Abkühlung des Profils an der Außenseite geringer ausfällt. In Verbindung mit der relativ geringen Temperatur in Zone 6 führt dies zu einem großen Temperaturgradienten innerhalb des Profils.

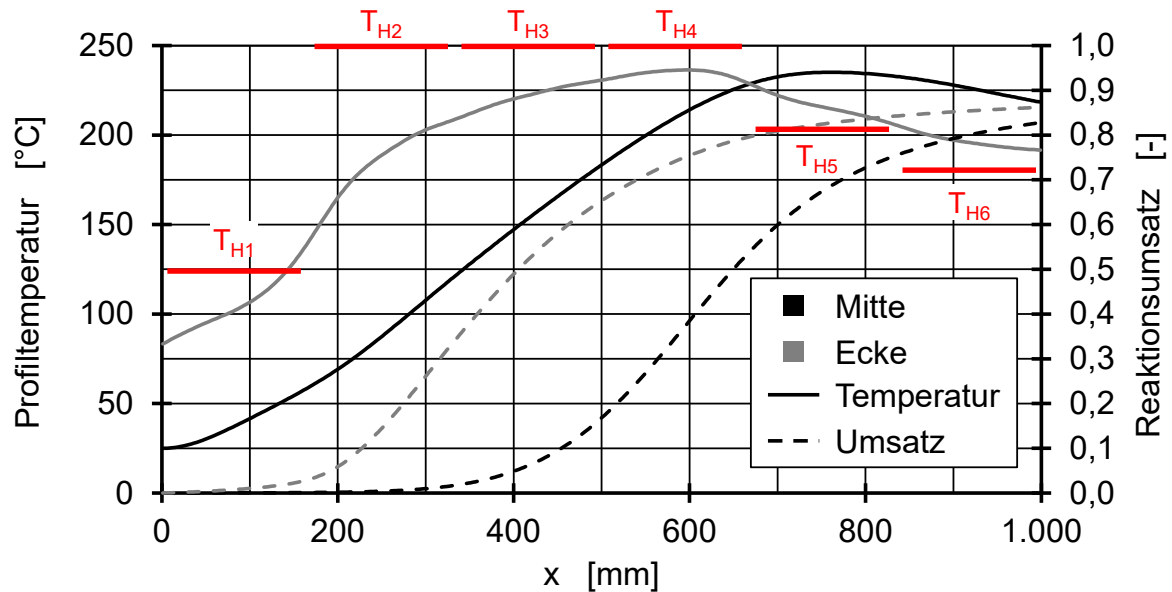


Bild 6.25: Verlauf von Temperatur und Reaktionsumsatz in der Profilmitte und Profilecke für Opt-2

Fig. 6.25: Development of temperature and degree of cure in the profile center and corner for Opt-2

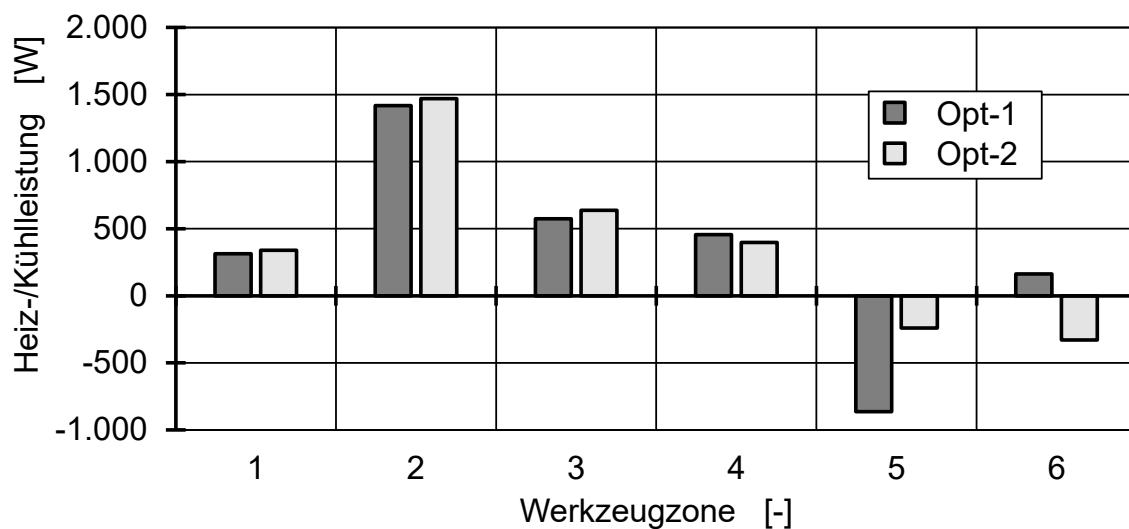


Bild 6.26: Simulierte Wärmeströme für die Prozesspunkte Opt-1 und Opt-2

Fig. 6.26: Simulated heat fluxes for process points Opt-1 and Opt-2

Beide Heizstrategien schlagen eine deutliche Senkung der Temperatur der Profilaußenseite im letzten Werkzeugdrittel vor, was eine aktive Kühlung in diesen Bereichen erfordert. Bild 6.26 zeigt die simulierten Wärmeströme der einzelnen Heizzonen im stationären Zustand für beide Prozesspunkte. In den Zonen 1 bis 4 wird Heizleistung eingebracht, wobei der größte Wärmestrom in Zone 2 zu beobachten ist. Um im Prozesspunkt Opt-1 die relativ geringe Werkzeugtemperatur in Zone 5 zu realisieren, muss dort signifikant Energie abgeführt werden. In Zone 6 ist nur noch eine geringe Heizleistung nötig, um die gewünschte Temperatur zu

erreichen. Im Prozesspunkt Opt-2 muss in Zone 5 hingegen weniger stark gekühlt werden, dafür wird auch in Zone 6 eine Kühlung benötigt.

Die Analyse der Wärmeströme verdeutlicht, dass die vorgeschlagenen Heizstrategien mit den üblicherweise verwendeten elektrischen Heizelementen nicht zu realisieren sind. Um die großen Wärmeströme abführen zu können, bedarf es einer lokalen aktiven Kühlung, beispielsweise mittels Wasser oder Öl. Die damit verbundenen Investitionen in Anlagen- und Werkzeugtechnik müssen durch die höhere Produktivität aufgewogen werden. Alternativ ließen sich die Nebenbedingungen der Optimierung so ergänzen, dass ausschließlich positive Wärmeströme gestattet sind. Dies würde allerdings eine Kopplung des Simulationsmodells an die Optimierung erfordern. Ersatzweise wird mithilfe des Simplex-Algorithmus untersucht, wie sich die maximal mögliche Pultrusionsgeschwindigkeit verändert, wenn die Temperaturdifferenz benachbarter Heizzonen begrenzt wird (Bild 6.27).

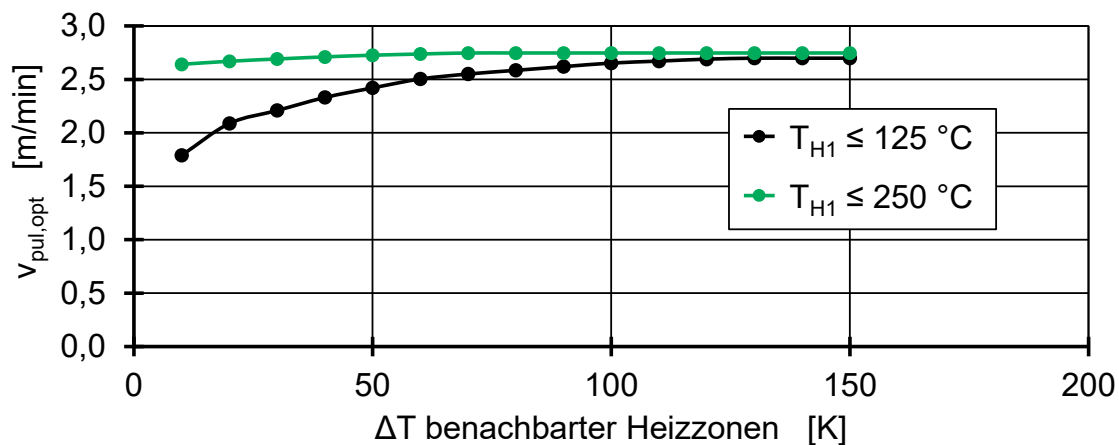


Bild 6.27: Einfluss der Begrenzung von benachbarten Heizzonentemperaturen auf die maximal mögliche Pultrusionsgeschwindigkeit

Fig. 6.27: Influence of limiting adjacent heating zone temperatures on maximum possible line speed

Eine geringere Temperaturdifferenz steigert die Wahrscheinlichkeit, dass die Wärmeströme ins Profil positiv sind oder sich eine Kühlung zumindest durch Luftströmung realisieren lässt. In Bild 6.27 sind zwei Szenarien dargestellt, in denen T_{H1} auf 125 °C bzw. 250 °C begrenzt ist. Bleibt die Temperaturbegrenzung für Zone 1 bestehen, dann fällt die maximal mögliche Pultrusionsgeschwindigkeit mit geringerer erlaubter Temperaturdifferenz stark ab. Werden in Zone 1 jedoch auch höhere Temperaturen ermöglicht, dann führt die Begrenzung von ΔT nur zu einem geringen Abfall von $v_{pul,opt}$. Für dieses Szenario ergibt die Optimierung relativ hohe Temperaturen in Zone 1 ($T_{H1} \approx 200^\circ\text{C}$). Ziel einer Temperaturbegrenzung in Zone 1 ist die Verhinderung einer Aufheizung der Injektionsbox, um dort die vorzeitige Reaktion des PUR zu unterbinden. Könnte der Wärmefluss Richtung Injektionsbox auf andere Weise unterbunden werden, beispielsweise durch eine effiziente Kühlung und eine physische Entkopplung von

Injektionsbox und Werkzeug durch einen Luftspalt oder eine Isolationsschicht, wären in Zone 1 auch höhere Temperaturen und somit größere Pultrusionsgeschwindigkeiten bei geringen Temperaturdifferenzen zwischen einzelnen Zonen möglich.

6.6 Zusammenfassung

Zur Identifizierung der optimalen Werkzeugtemperaturen, die eine maximale Pultrusionsgeschwindigkeit unter Berücksichtigung von profil- und prozessspezifischen Nebenbedingungen ermöglichen, werden zwei verschiedene Typen von Machine-Learning-Modellen in unterschiedlichen Optimierungsalgorithmen verwendet. Die Modelle werden zuvor mithilfe von Simulationsdaten trainiert und ermöglichen im Anschluss die effiziente Vorhersage von profil- und prozessspezifischen Kennwerten mit einer guten Abbildegenauigkeit. Das zugrundeliegende Simulationsmodell verwendet einige vereinfachende Annahmen, ist aber dennoch in der Lage, die Realität hinreichend genau abzubilden.

Mit den gewählten nicht-linearen Modellen kann kein eindeutiges Optimierungsergebnis identifiziert werden. Die baumbasierten Modelle sagen die Qualitätskenngrößen auf Basis von Schwellwerten der Pultrusionsgeschwindigkeit vorher, weshalb die Optimierungsalgorithmen dort an Grenzen stoßen. Zudem streuen die Werkzeugtemperaturen, die in den Optima vorgeschlagen werden, in einem großen Bereich. Mithilfe des Simplex-Algorithmus und linearer Modelle kann gezeigt werden, dass die Pultrusionsgeschwindigkeit ohne wesentliche Verschlechterung in den NB im Vergleich zur Referenz um 35 % von 2,0 auf 2,7 m/min gesteigert werden kann. Werden die bindenden NB relaxiert, ist eine weitere Erhöhung auf 2,96 m/min möglich. Dabei wird allerdings insbesondere die vorgegebene Temperaturdifferenz innerhalb des Profils überschritten, was zu erhöhtem Bauteilverzug führen kann. Obwohl die ermittelten Optima signifikant außerhalb der Trainingsdaten für die Machine-Learning-Modelle liegen, wird überwiegend eine gute Übereinstimmung zwischen ihren Vorhersagen und Validierungssimulationen erzielt. Wo Abweichungen vorliegen, erfolgen diese zur sicheren Seite.

Die identifizierten optimalen Heizstrategien unterscheiden sich signifikant von in der Praxis üblichen Temperatureinstellungen. In den ersten zwei Werkzeugdritteln werden die maximal möglichen Temperaturen vorgeschlagen, um den Reaktionsumsatz im Profil rasch zu steigern. Das letzte Werkzeugdrittel dient der Vereinheitlichung von Umsatz und Temperatur über dem Profilquerschnitt, indem dort Wärme abgeführt wird. Dies setzt eine aktive Kühlung des Werkzeugs im letzten Drittel voraus. Werden stattdessen die Temperaturen benachbarter Heizzonen begrenzt, sinkt die maximal mögliche Pultrusionsgeschwindigkeit. Einen Ausweg bietet die thermische Entkopplung von Pultrusionswerkzeug und Injektionsbox. Dadurch

könnten auch in der ersten Zone hohe Temperaturen eingestellt werden, ohne das Risiko von vorzeitiger Gelierung des Harzes in der Injektionsbox einzugehen.

Aufgrund der oben beschriebenen Herausforderungen bei der Werkzeugtechnik konnte das Optimierungsergebnis bislang nicht in der Praxis validiert werden. In Zukunft ist zu überprüfen, ob die geforderte Bauteilqualität bei diesen Prozesspunkten erreicht wird. Außerdem sollte das Simulationsmodell in dem ermittelten Bereich von relativ hohen Geschwindigkeiten und Werkzeugtemperaturen mittels Temperaturmessungen validiert werden.

Wurde die Vorgehensweise abschließend validiert, kann sie auf komplexere Profilgeometrien und mit verfeinerten Nebenbedingungen angewendet werden. Beispielsweise würde die Erweiterung des Simulationsmodells um Abkühl- und Verzugsberechnungen eine genauere Spezifizierung der geforderten Profilqualität ermöglichen und die Güte des Optimierungsergebnisses weiter verbessern.

7 EXPERIMENTELLE ERMITTLUNG VON UMSATZABHÄNGIGEN REIBUNGSZAHLEN UND VERGLEICH VON WERKZEUGBESCHICHTUNGEN

7.1 Entwicklung eines Tribometers zur Bestimmung von umsatzabhängigen Reibungszahlen

7.1.1 Konzeptionierung und Messprinzip

Um Werkzeugbeschichtungen im Hinblick auf die effektive Reibungszahl in Abhängigkeit des Harzzustands vergleichen zu können, werden nach Vorbild der Richtlinie „VDI 2221 - Methodik zum Entwickeln und Konstruieren technischer Systeme und Produkte“ [NN93] verschiedene Konzepte eines Tribometers entwickelt, bewertet und verglichen [Kal18]. Auf Basis einer Anforderungsliste mit den Kategorien Geometrie, Kinematik, Kräfte, Energie, Signal, Stoff, Sicherheit und Ergonomie, Fertigung, Montage und Instandhaltung sowie Kosten wird zunächst eine Funktionsstruktur des technischen Systems erstellt. Für die Teilfunktionen werden jeweils Lösungsprinzipien entwickelt und hinsichtlich der Kriterien Prozessnähe, Flexibilität, technische Machbarkeit und Kosten sowie Genauigkeit der Messung bewertet. Im Anschluss werden die einzelnen Teillösungen zu verschiedenen Lösungsvarianten kombiniert und eine Gesamtbewertung vorgenommen. Die Variante mit der insgesamt höchsten Bewertung wird schließlich konstruktiv ausgearbeitet und umgesetzt.

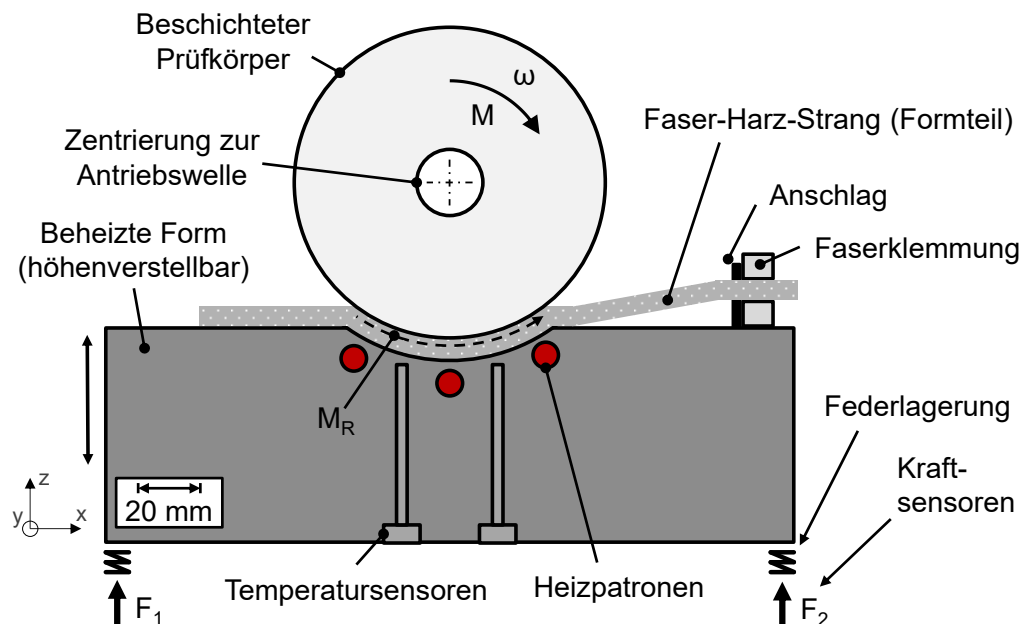


Bild 7.1: Prinzipskizze des entwickelten Tribometers
Fig. 7.1: Schematic sketch of the developed tribometer

Bild 7.1 zeigt eine Prinzipskizze des Tribometers mit den wesentlichen an der Messung beteiligten Elementen. Als Prüfkörper dient eine Kreisscheibe, deren Mantelfläche beschichtet

ist und die mit einer konstanten Winkelgeschwindigkeit ω um die eigene Achse rotiert. Ein Teil der Mantelfläche steht dabei im Kontakt mit einem imprägnierten Faserstrang, der auf einer Seite fixiert und in einer Nut der beheizbaren Form positioniert ist. Durch eine translatorische Bewegung der Form lässt sich der Kontakt zwischen dem Faserstrang und der Kreisscheibe herstellen. Mithilfe einer Federlagerung wird eine vertikale Kraft zwischen Form, Faserstrang und Prüfkörper aufgebracht. Als primäre Messgröße dient das Drehmoment M , das benötigt wird, um die Rotation aufrechtzuerhalten. Das Widerstandsmoment M_R entsteht aufgrund der in der Kontaktfläche wirkenden Reibkraft. Durch eine Messung der vertikalen Kraft unterhalb der Form lässt sich die mittlere Normalkraft auf die Mantelfläche ermitteln, was die Bestimmung einer effektiven mittleren Reibungszahl ermöglicht.

Da das Reaktionsharz während der Messung aushärtet, können die tribologischen Phänomene der unterschiedlichen Werkzeugzonen (flüssig/gel/fest, vgl. Kapitel 2.3.2.1) separiert betrachtet werden. Zu Beginn der Messung wird das flüssige Reaktionsharz in der Kontaktfläche geschert und es wird die viskose Widerstandskraft und ggf. Faserreibung gemessen. Im Unterschied zum Pultrusionsprozess sind im Tribometer die Fasern ortsfest und das „Werkzeug“ bewegt, was zu Unterschieden im Schergeschwindigkeitsprofil führen kann. Mit Erreichen des Gelumsatzes geht die Scherung in einen komplexen Mischreibungszustand über. Mit zunehmender Aushärtung wird schließlich die Festkörperreibung zwischen dem Faserverbund und der beschichteten Oberfläche bestimmt. Durch eine Analyse des optischen Erscheinungsbilds sowie der Modellierung des Viskositäts- und Umsatzverlaufs während der Messung kann die Veränderung der effektiven Reibungszahl verschiedener Beschichtungen in Abhängigkeit vom Harzzustand verglichen und bewertet werden.

Das entwickelte Tribometer fällt in Kategorie V der tribologischen Mess- und Prüftechnik (Probekörperversuch: Beanspruchungsähnlicher Versuch mit bauteilähnlichen Probekörpern; vgl. Kapitel 2.3.1) und eignet sich demnach nur zur Vorauswahl von möglichen Beschichtungswerkstoffen für Pultrusionswerkzeuge.

7.1.2 Konstruktive Umsetzung und Dimensionierung

Das Herzstück des Tribometers bilden der beschichtete Prüfkörper sowie die beheizbare Form, in die der Faser-Harz-Strang (im Folgenden als Formteil bezeichnet) eingelegt wird. Der Prüfkörper ist eine Kreisscheibe ($\varnothing$ 100 mm) aus einem typischen Werkzeugstahl (1.2083) mit einer Dicke von 20 mm sowie einer mittigen Zentrierbohrung. Die Form ist ebenfalls aus Stahl gefertigt und weist auf der Oberseite eine teilkreisförmige Nut mit einer Breite von 22 mm auf, in die das Formteil eingelegt und gegen den Prüfkörper verspannt wird. Zwischen dem Prüfkörper und den Seitenwänden der Nut existiert folglich ein Spalt mit 1 mm Dicke. Bei konzentrischer Anordnung von Prüfkörper und teilkreisförmiger Nut entsteht zwischen den

Mantelflächen der Kreisscheibe und der Form ein Prüfspalt mit konstanter Höhe von $h = 5 \text{ mm}$, was einer typischen Wanddicke eines Pultrusionsprofils entspricht. In die Form sind seitlich drei Bohrungen eingebracht, in denen zylindrische Heizelemente 1 mm unterhalb der Nut positioniert werden können. Zwischen den Heizelementen können von unten zwei Temperatursensoren fixiert werden. Eine Skizze mit allen relevanten Maßen findet sich im Anhang (Kapitel 13.3.1).

Bild 7.2 zeigt eine Übersicht des gesamten Tribometers. Die Form ist an den zwei kurzen Stirnseiten auf L-Profilen befestigt, die die Verbindung zu den vier Linearführungen an den äußeren Ecken darstellen. Über Schnellspanner lassen sich die L-Profile entlang der Linearführungen bewegen, sodass der Prüfspalt in vertikale Richtung schnell geöffnet bzw. geschlossen werden kann. Die Schnellspanner sind auf geführten Federn gelagert, die die Steifigkeit des Gesamtaufbaus verringern, Schwingungen reduzieren und zu einer gleichmäßigen Normalkraft führen sollen. Über Muttern lässt sich der untere Anschlag der Federn verstellen, sodass damit die vertikale Position der Form im verspannten Zustand beeinflusst werden kann. Unterhalb der Federn ist jeweils ein Kraftsensor positioniert, um die vertikale Normalkraft bestimmen zu können.

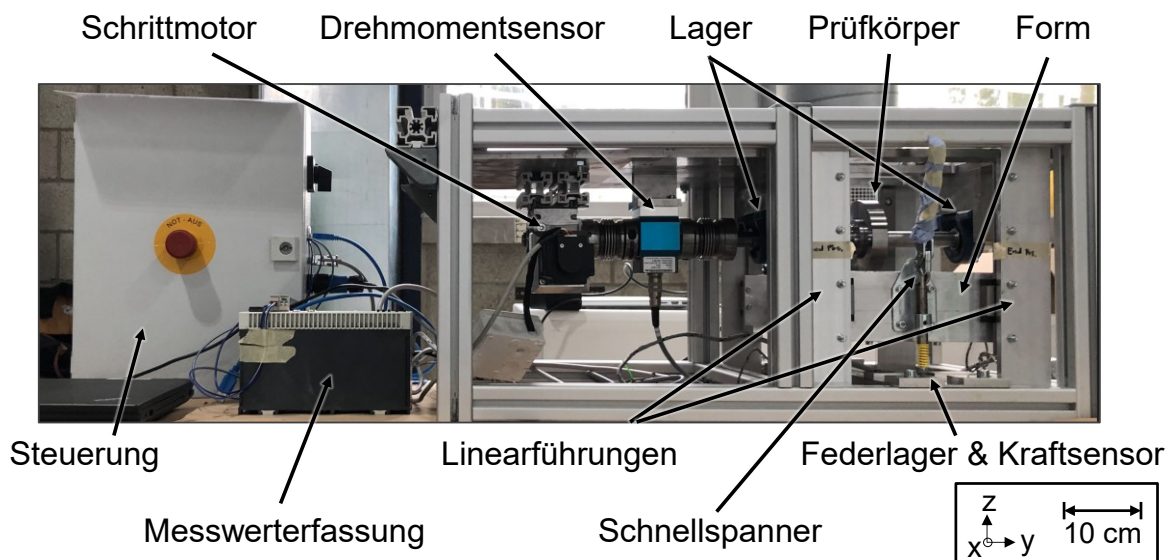


Bild 7.2: Tribometer in der Gesamtansicht

Fig. 7.2: Tribometer in full view

Der Antriebsstrang für den Prüfkörper ist unterhalb einer zweigeteilten Montageplatte aus Stahl befestigt. Ein Elektromotor treibt eine dreigeteilte Welle ($\varnothing 10 \text{ mm}$) an. Zwischen dem Getriebe und dem ersten Lager ist der Drehmomentsensor eingebracht, der über Metallbalkkupplungen mit der Welle verbunden ist. An der Position des Prüfkörpers ist die Welle abermals geteilt, damit er sich einfach demontieren lässt. Auf beiden Seiten des Prüfkörpers wird die Zentrierung zur Welle über die eingebrachte Zentrierbohrung sichergestellt. Auf den beiden

Wellenabschnitten ist jeweils ein Flansch angebracht, über den der Prüfkörper mit der Welle verschraubt werden kann. Am Ende der Antriebswelle ist das zweite Lager an der Montageplatte befestigt. Die Lager besitzen die Präzisionsklasse JIS B 1558. Die Montageplatte sowie die Linearführungen sind an einer Rahmenkonstruktion aus Aluminiumprofilen befestigt.

Mithilfe der Kontaktfläche zwischen Prüfkörper und Formteil ($A \approx 1.566 \text{ mm}^2$), der modellierten Flächenpressung aufgrund der Faserkompression für einen Faservolumengehalt von ca. 52 % ($p_z \approx 0,2 \text{ MPa}$) [Bez17] sowie einer angenommenen maximalen Reibungszahl von $\mu = 0,3$ (vgl. Kapitel 2.3.2.2) wird das maximal auftretende Drehmoment zu $M_{\max} = 4,7 \text{ Nm}$ abgeschätzt. Es wird daher ein elektrischer Schrittmotor des Typs *ST5918L3008-B* der Firma Nanotec Electronic GmbH & Co. KG, Feldkirchen, mit einem Nenndrehmoment von 1,67 Nm verwendet, der über ein Schneckengetriebe ($i = 15$) die Antriebswelle mit einem maximalen Drehmoment von 25 Nm antreibt. Der Schrittmotor hat eine Auflösung von 1,8 °/Schritt, was bei einer Drehzahl von 1,6 U/min (entspricht einer Umfangsgeschwindigkeit von 0,5 m/min) zu einer Schrittfrequenz von 80 Schritte/s auf der Abtriebsseite führt. Diese Frequenz liegt weit oberhalb der Messfrequenz der Messwerterfassung.

Die Form wird durch drei zylindrische, elektrische Heizelemente mit je 100 W Leistung beheizt. Als Heizgerät kommt das Modell *Z126/2/16/N* der Firma Hasco Hasenclever GmbH & Co. KG, Lüdenscheid, zum Einsatz. Die Heizleistung wird mithilfe von einem der beiden in die Form eingebrachten Temperatursensoren geregelt. Der Prüfkörper kann aufgrund der Rotation nicht beheizt werden, sodass sich innerhalb des Formteils im Prüfspalt ein Temperaturgradient einstellt.

Die Imprägnierung der Glasfasern erfolgt direkt vor Start der Messung in einem separaten Imprägnierwerkzeug aus Kunststoff. Es besteht aus zwei Hälften, die mit Aluminiumfolie ausgekleidet werden und zusammengesetzt eine konische Innenkavität nach dem Vorbild einer Injektionsbox formen. Zur Imprägnierung wird der trockene Faserstrang in das Imprägnierwerkzeug eingelegt und zwischen den beiden Hälften verspannt. Das Werkzeug wird vertikal aufgestellt und das Volumen zwischen den Rovings mit dem zuvor manuell gemischten Reaktionsharz aufgefüllt. Nach einigen manuellen Walkbewegungen wird der Faserstrang nach unten aus der konisch zulaufenden Form gezogen und dabei mit dem Harz getränkt. Zur Fixierung des getränkten Faserstrangs in der Form während der Messung wird das Rovingbündel in einer Klemmvorrichtung eingespannt. Die Klemmvorrichtung wird während der Messung gegen einen Anschlag positioniert und verhindert so eine transversale Verschiebung der Rovings.

7.1.3 Sensorik und Messtechnik

Während der Messung werden das benötigte Drehmoment, die vertikale Kraft zwischen Form, Formteil und Prüfkörper, die Formtemperatur sowie exemplarisch die Temperatur im Formteil erfasst. Das Drehmoment wird durch einen Sensor des Typs *XDK-I-20* der Firma X-SENSORS GmbH, Oppenweiler, gemessen. Es handelt sich dabei um einen rotierenden Drehmomentaufnehmer mit einem Messbereich bis 20 Nm und einer Messgenauigkeit von $\leq 0,5 \%$ vom Endwert. Die vertikale Kraft wird mithilfe zweier Miniatur-Druckkraftsensoren des Typs *8415-5500-N000S000* mit einem Messbereich bis 500 N der Firma Burster Präzisionsmesstechnik GmbH & Co. KG, Gernsbach, gemessen. Die Messung der Formtemperatur erfolgt durch zwei Thermoelemente des Typs J, die in den entsprechenden Bohrungen fixiert werden. Ergänzend wird bei einigen Tribometermessungen exemplarisch die Temperatur im Formteil durch ein Thermoelement des Typs K bestimmt. Als Thermoelement dient eine dünne Thermoleitung (ca. 0,8 mm x 0,7 mm), deren Drähte am Ende in Kontakt gebracht und die zusammen mit den imprägnierten Fasern in die Form eingelegt wird. Die exakte Position des Thermoelements kann nach der Messung bestimmt werden.

Die Messdatenerfassung erfolgt mit einem Datenerfassungsgerät des Typs *TopMessage* des Herstellers Delphin Technology AG, Bergisch Gladbach. Als Messfrequenz wird 1 Hz gewählt.

7.1.4 Einrichtung und Messablauf

Um vergleichbare Messungen zu gewährleisten, muss die Positionierung von Prüfkörper, Formteil und Form zueinander möglichst reproduzierbar erfolgen. Zudem müssen geeignete Prüfparameter (Formtemperatur, Rotationsgeschwindigkeit, Materialien) sowie ein Messablauf definiert werden.

Um einen Prüfspalt konstanter Höhe ($h = 5 \text{ mm}$) zwischen Prüfkörper und Form einzustellen, kann die Form in alle drei Raumrichtungen (vgl. Bild 7.1) bewegt und fixiert werden. Die Positionierung zueinander erfolgt mithilfe von Markierungen, Anschlägen und Abstandsmessungen zu definierten Bezugspunkten. Aufgrund von Messungenauigkeiten kann es hierbei zu Streuungen kommen. Der Einrichtungsablauf erfolgt nach jedem Wechsel des Prüfkörpers und wird zwischen einzelnen Wiederholungsmessungen stichprobenartig überprüft.

Als Materialien für das Formteil kommen das in Kapitel 4.1 beschriebene PUR-System sowie Glasfaserrovings des Typs *StarRov® 090* (vgl. Kapitel 4.2) zum Einsatz. Je Messung werden 31 Rovings verwendet, was rechnerisch einem Faservolumengehalt von etwa 52 % im Prüfspalt entspricht. Dies stellt einen Kompromiss zwischen einem einerseits möglichst prozessnahen Fasergehalt und andererseits dem Schutz des Drehmomentsensors sowie Schrittmotors vor

einer möglichen Überlastung aufgrund eines zu hohen Widerstandsmoments dar. Für jede Messung werden manuell 55,6 g des PUR-Systems angemischt und zur Imprägnierung der Fasern verwendet. Zur Verbesserung der Entformbarkeit nach der Messung wird die Oberfläche der Form mit dem internen Trennmittel des PUR-Systems vor der Messung eingetrennt.

Bei der Wahl der Formtemperatur ist darauf zu achten, dass sie aufgrund einer möglichen Temperaturabhängigkeit der Reibungszahl einerseits prozessnah gewählt wird. Andererseits sollte sie nicht zu hoch sein, damit die Reaktion des PUR-Systems nicht zu schnell abläuft. Dadurch wird ausreichend Messzeit gewährleistet, um die einzelnen Reaktionsstadien während der Messung voneinander separieren zu können. Als Formtemperatur wird daher $T_{\text{Form}} = 80 \text{ }^{\circ}\text{C}$ gewählt. Die Umfangsgeschwindigkeit des Prüfkörpers sollte einer typischen Pultrusionsgeschwindigkeit entsprechen. Es wird eine Drehzahl von 1,6 U/min eingestellt, was $v_{\text{pul}} = 0,5 \text{ m/min}$ entspricht.

Der Messablauf folgt einem definierten Zeitschema. Nach der Mischung der Harzkomponenten werden die Fasern imprägniert und in der Nut der vorgeheizten Form drapiert. Anschließend wird der Prüfspalt über die Schnellspanner geschlossen, wobei darauf zu achten ist, dass keine Rovings aus dem Spalt gedrückt werden. In Summe beträgt die Zeit zwischen Anmischen und dem Schließen des Prüfspalts ca. 175 s. Sobald der Prüfkörper und der Faser-Harz-Strang in Kontakt kommen, steigt das Drehmoment. Dieser Zeitpunkt wird für die Auswertung der Messungen als $t = 0$ definiert. Die Messung wird beendet, sobald das Drehmoment einen Schwellwert von 3 Nm unterschreitet. Teilweise muss die Messung aufgrund von Störungen bereits vorzeitig abgebrochen werden. Dies tritt beispielsweise auf, wenn sich einzelne Rovings aus der Klemmvorrichtung lösen oder wenn der Antrieb aufgrund eines zu großen Drehmoments versagt. Letzteres kommt entgegen der Spezifikation des Motors bereits bei Drehmomenten unterhalb von 20 Nm vor.

7.1.5 Exemplarische Messschriebe und abgeleitete Kenngrößen

Als primäre Messgrößen zur Auswertung der Prüfungen dienen das aufgebrachte Drehmoment M sowie die vertikalen Kräfte F_1 und F_2 (vgl. Bild 7.1). Daraus lassen sich das Reibmoment M_R , die Normalspannung senkrecht zur Prüfkörpermantelfläche σ_N sowie die effektive Reibungszahl μ_{eff} berechnen:

$$M_R = M - M_0 \quad (\text{Gl. 7.1})$$

$$\sigma_N = \frac{F_1 + F_2 - F_0}{2 \cdot b_1 \cdot R \cdot \sin \frac{\gamma}{2}} \quad (\text{Gl. 7.2})$$

$$\mu_{eff} = \frac{M_R}{\sigma_N \cdot b_1 \cdot R^2 \cdot \gamma} = \frac{2 \cdot (M - M_0) \cdot \sin \frac{\gamma}{2}}{(F_1 + F_2 - F_0) \cdot R \cdot \gamma} \quad (Gl. 7.3)$$

M_0 ist das Widerstandsmoment im Leerlauf und wird für jede Prüfung aus den Messwerten vor dem Schließen der Schnellspanner ermittelt. F_0 ist die Gesamtkraft von Form und Formteil bei geschlossenen Schnellspannern ohne Kontakt zum Prüfkörper und wird einmalig zu $F_0 = 134,3 \text{ N}$ bestimmt. R , b_1 und γ sind Kapitel 13.3.1 zu entnehmen. Bei der Berechnung der Normalspannung wird davon ausgegangen, dass die vertikale Kraft gleichmäßig in der Kontaktfläche zwischen Formteil und Prüfkörper wirkt. Zur Bestimmung von μ_{eff} wird angenommen, dass Reibung lediglich in der Kontaktfläche auftritt und in den Seitenflächen des Prüfkörpers vernachlässigt werden kann.

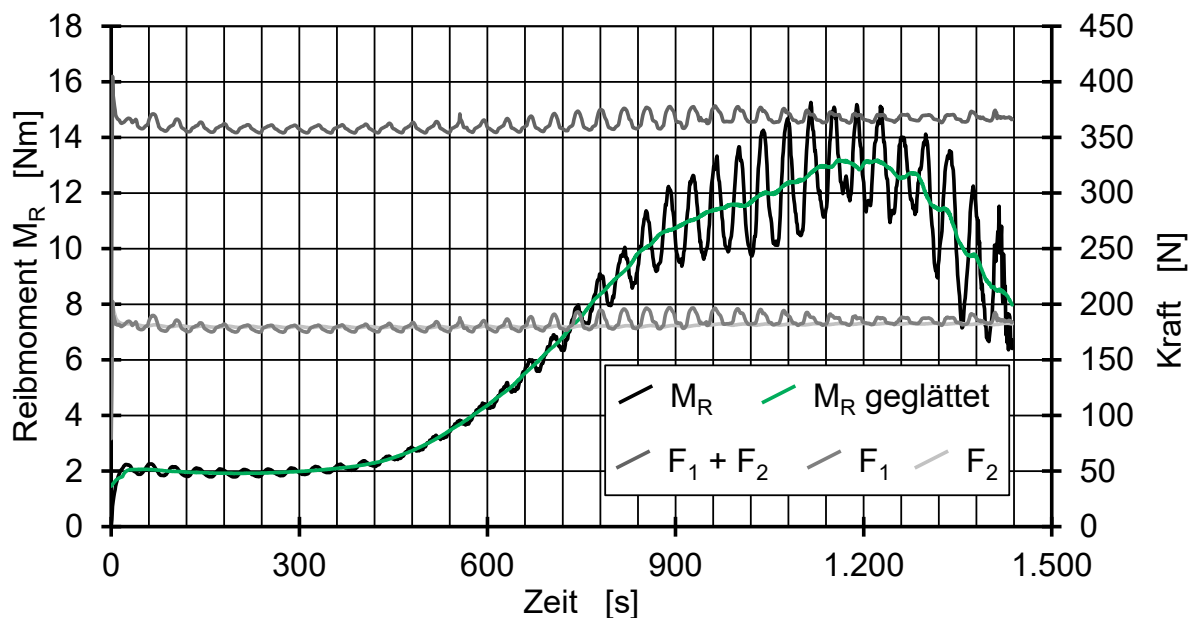


Bild 7.3: Exemplarische Verläufe von Reibmoment und vertikaler Kraft
Fig. 7.3: Exemplary development of frictional torque and vertical force

Bild 7.3 zeigt das Reibmoment sowie die gemessenen Kräfte während einer exemplarischen Prüfung. Es fällt auf, dass die Verläufe von Reibmoment und Kraft von einer Schwingung überlagert werden, deren Periodendauer der Dauer einer Prüfkörperumdrehung entspricht. Dies ist auf die Unrundheit der Prüfkörper zurückzuführen (vgl. Kapitel 7.2.5). Die Amplitude des Reibmoments steigt während der Messung, was durch die zunehmende Steifigkeit des Reaktionsharzes begründet ist. Das Signal des Kraftsensors F_1 schwingt stärker als dasjenige von F_2 , was auf eine unvollkommene Zentrierung zwischen Prüfkörper und Form hindeutet. Zur übersichtlicheren Darstellung und für einen vereinfachten Vergleich von Messungen können die Verläufe mithilfe eines gleitenden Durchschnitts geglättet werden, wobei die Intervalllänge die Dauer einer Prüfkörperumdrehung beträgt. M_R weist für alle Messungen einen charakteristischen Verlauf auf. Zunächst ist das Reibmoment konstant auf einem

niedrigen Niveau und steigt dann stark an, bis es ein Maximum durchläuft und im Anschluss wieder abfällt. Ein ähnliches Verhalten wurde auch von *Selvarayan et al.* beschrieben [SMG19, SMG21].

Während der gesamten Messdauer ist die vertikale Kraft konstant. Der Verlauf der effektiven Reibungszahl (Bild 7.4) folgt daher im Wesentlichen dem Verlauf des Reibmoments. Obwohl für die Berechnung der Reibungszahl Reibmoment und Kraft aufeinander bezogen werden, wird auch der Verlauf der Reibungszahl von einer Schwingung überlagert. Dies ist einerseits auf eine Phasenverschiebung zwischen den Schwingungen von Reibmoment und Kraft zurückzuführen, die allerdings nicht konstant ist, sondern im vorliegenden Fall im Intervall $[-6\text{ s}; 14\text{ s}]$ variiert. Zudem ist die relative Schwingung von M_R größer als die relative Schwingung von σ_N , was durch die Federlagerung der Form begründet ist. Im Folgenden wird sich zur besseren Darstellung auf den geglätteten Verlauf der Reibungszahl bezogen.

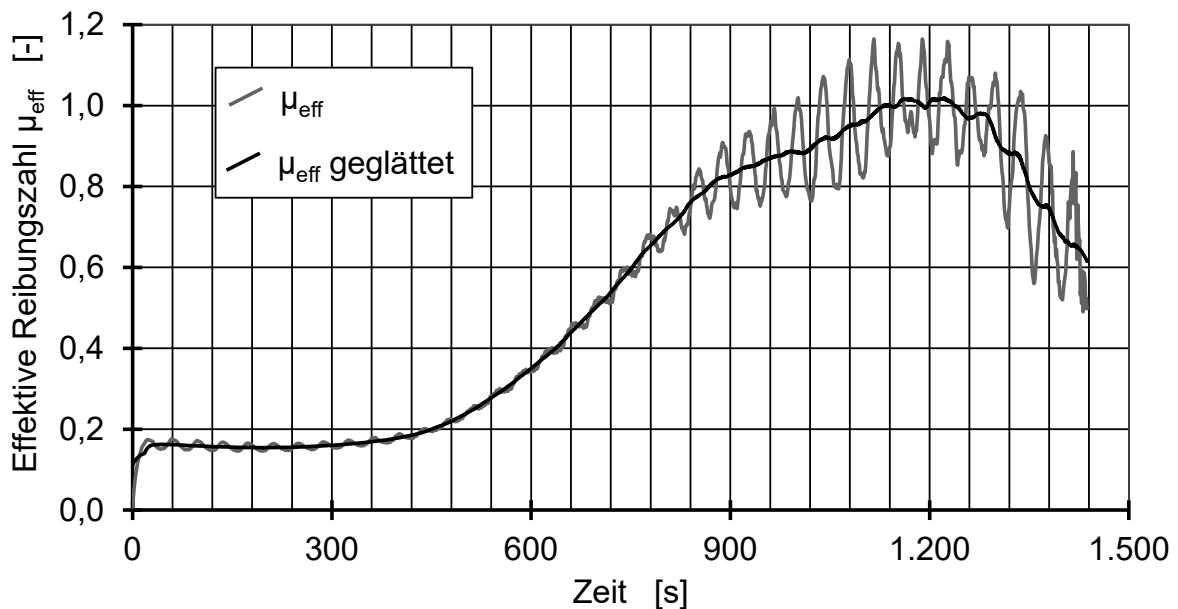


Bild 7.4: Exemplarischer Verlauf der effektiven Reibungszahl

Fig. 7.4: Exemplary development of the effective coefficient of friction

Bild 7.5 zeigt exemplarisch die gemessenen Temperaturen der Form und im Formteil. Der Temperatursensor im Formteil befand sich dabei nahe der Kontaktfläche zum Prüfkörper. Die Formtemperatur liegt leicht oberhalb der eingestellten 80 °C . Die Temperatur im Formteil erreicht zu Beginn der Messung vergleichsweise schnell ca. 50 °C und steigt dann kontinuierlich, bis bei ca. 70 °C ein Plateau erreicht wird. Mit zunehmender Verfestigung des Reaktionsharzes wird auch das Temperatursignal von einer Schwingung überlagert, was auf die periodische Komprimierung des Formteils zurückzuführen ist.

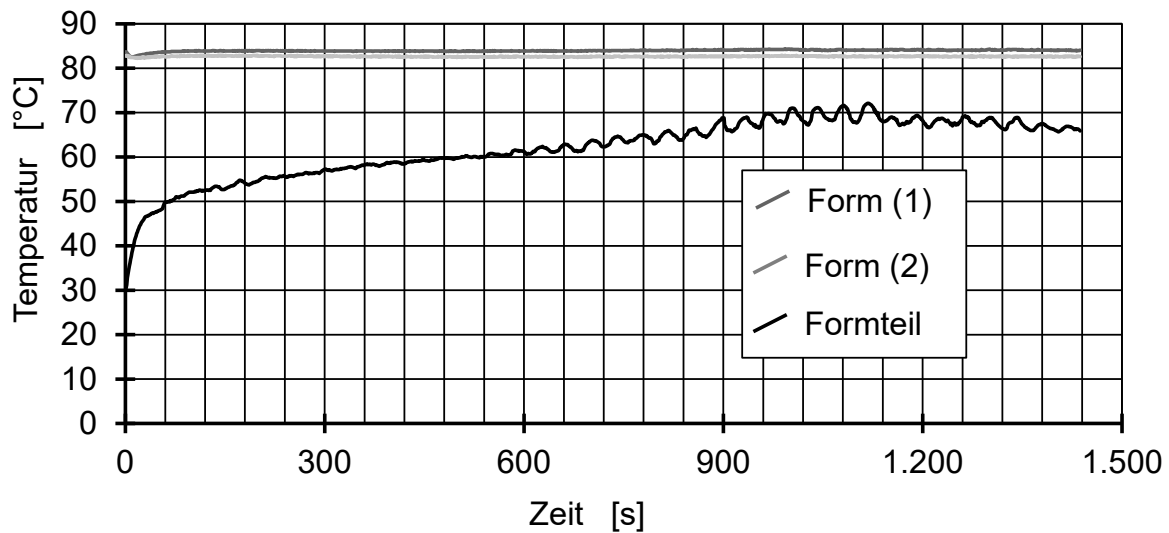


Bild 7.5: Temperaturen von Form und Formteil während der Prüfung (exemplarisch)
Fig. 7.5: Temperatures of mold and part during testing (exemplary)

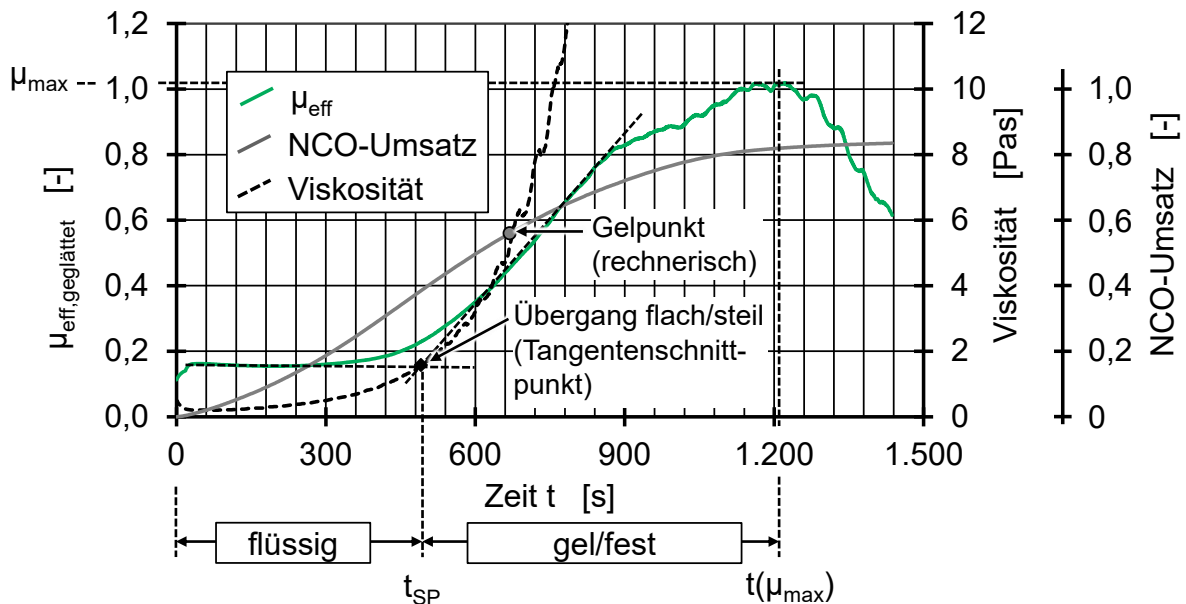


Bild 7.6: Verlauf von Viskosität und NCO-Umsatz während der Prüfung (exemplarisch)
Fig. 7.6: Development of viscosity and degree of cure during testing (exemplary)

Auf Basis der gemessenen Formteilmtemperatur kann die Entwicklung von Viskosität und NCO-Umsatz mithilfe der entsprechenden Modelle (Kapitel 4.1.1 und 4.1.2) abgeschätzt werden. Bild 7.6 zeigt die Verläufe zusammen mit der effektiven Reibungszahl. Es muss beachtet werden, dass der Einfluss von Scherung in der Kontaktfläche zwischen Prüfkörper und Formteil sowie eines möglichen Wärmeverlusts über den unbeheizten Prüfkörper von den Modellen nicht berücksichtigt wird. Beide Effekte können zu einer zeitlichen Verzögerung des Viskositäts- und Umsatzanstiegs führen. Darüber hinaus wird eine mögliche Reaktion des Harzes zwischen Vermischung und Start der Messung vernachlässigt. In Zukunft sollten daher Viskosität und Umsatz für den realen Temperaturverlauf gemessen werden.

Auf Basis der Verläufe von Viskosität, Reaktionsumsatz und Reibungszahl sowie des optischen Erscheinungsbilds lassen sich verschiedene tribologische Zustände voneinander abgrenzen (Bild 7.6). Zunächst ist die Reibungszahl konstant, die Viskosität sinkt leicht aufgrund der Erwärmung des Harzes und der Umsatz steigt an, ist aber noch kleiner als der Gelumsatz (Bereich *flüssig*). Hier wird in erster Linie die viskose Widerstandskraft (vgl. Kapitel 2.3.2.1) gemessen, die aus dem Reibmechanismus *Adhäsion und Scheren* resultiert (vgl. Kapitel 2.3.1). Mit zunehmender Vernetzung steigt die Viskosität und strebt nach Erreichen des Gelpunkts gegen unendlich. In diesen Bereich fällt der steile Anstieg der effektiven Reibungszahl (Bild 7.7). Die viskose Widerstandskraft geht in Festkörperreibung über (Bereich *gel/fest*). Neben *Adhäsion und Scheren* kommen hier die Reibmechanismen *plastische Deformation* und *Furchung* zum Tragen. Mit dem Abflachen der Umsatzkurve erreicht μ_{eff} das Maximum und fällt im Anschluss ab. Grund hierfür kann Schwindung des Reaktionsharzes sein, wobei die Federlagerung grundsätzlich Schwindung ausgleichen und eine konstante vertikale Kraft gewährleisten kann. Allerdings könnte sich die effektive Kontaktfläche zwischen Prüfling und Formteil verringern, weil keine konstante Spalthöhe mehr gewährleistet ist. Möglicherweise führt auch der zunehmende Anteil an Festkörperreibung zu einer Erwärmung der Kontaktfläche, was wiederum die Reibungszahl senkt. Zudem könnte der Beitrag der Reibmechanismen *plastische Deformation* und *Furchung* durch Einebnen der Mikrokontakte sinken. Als Übergang der Bereiche *flüssig* und *gel/fest* wird der Schnittpunkt der jeweiligen Tangenten an den geglätteten Verlauf der Reibungszahl definiert. Der Bereich *gel/fest* endet mit dem Maximum. Eine Auswertung der Messungen über das Maximum der Reibungszahl hinaus ist nicht zielführend, da der Endzeitpunkt für alle Messungen unterschiedlich ausfällt.

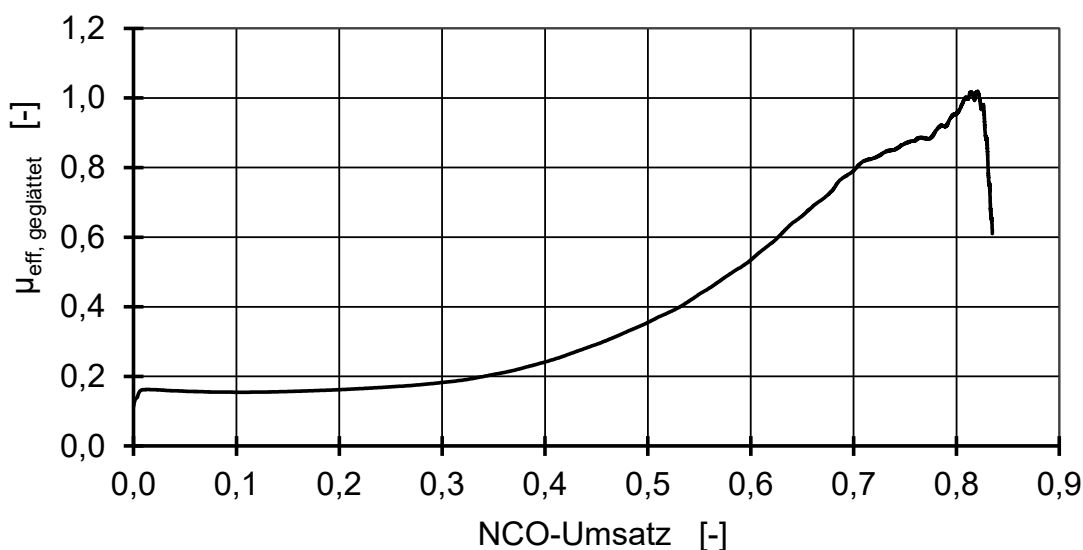


Bild 7.7: Effektive Reibungszahl in Abhängigkeit vom NCO-Umsatz (exemplarisch)
 Fig. 7.7: Effective coefficient of friction depending on degree of cure (exemplary)

Der exponentielle Anstieg der Reibungszahl mit dem Umsatz deckt sich mit den experimentellen Ergebnissen von *Ding* [Din01] bzw. *Li et al.* [LXD+03a] (vgl. Kapitel 2.3.2.2). Die Ergebnisse deuten darauf hin, dass die überwiegenden Teile der Abzugskraft im Bereich der Gelierung sowie der Festkörperreibung entstehen und die viskose Widerstandskraft demgegenüber vernachlässigbar ist. Zur Reduzierung der Abzugskraft sollte die Flüssigzone im Werkzeug daher möglichst lang und die Gel- und Festzone möglichst kurz sein.

Um verschiedene Messungen miteinander vergleichen zu können, sollten einheitliche Kennwerte auf Basis des charakteristischen Verlaufs definiert werden (Bild 7.6). Neben der maximalen Reibungszahl $\mu_{\max}$ (geglätteter und nicht geglätteter Verlauf) werden auch die mittleren Reibungszahlen der jeweiligen Bereiche sowie für den gesamten Verlauf bis zum Maximum ausgewertet. Für jeden Bereich wird die mittlere Reibungszahl als Mittelwert der Funktion $\mu(t)$ definiert:

$$\mu_{\text{flüssig}} = \frac{\int_{t=0}^{t=t_{sp}} \mu(t) dt}{t_{sp}} \quad (\text{Gl. 7.4})$$

$$\mu_{\text{gel/fest}} = \frac{\int_{t=t_{sp}}^{t=t(\mu_{\max})} \mu(t) dt}{t(\mu_{\max}) - t_{sp}} \quad (\text{Gl. 7.5})$$

$$\mu_{\text{ges}} = \frac{\int_{t=0}^{t=t(\mu_{\max})} \mu(t) dt}{t(\mu_{\max})} \quad (\text{Gl. 7.6})$$

Da bei der Berechnung der mittleren Reibungszahl für die nicht geglätteten und die geglätteten Reibungszahlen vergleichbare Ergebnisse bestimmt werden, wird im Folgenden lediglich der Verlauf der geglätteten Reibungszahl verwendet. Die hier beschriebene Vorgehensweise zur Generierung der Kennwerte kann analog auf das Reibmoment übertragen werden.

7.1.6 Messsystemanalyse

Eine Messsystemanalyse (MSA) ist eine ursprünglich von der Automobilindustrie entwickelte standardisierte Methodik zum Nachweis der Eignung von Prüfmitteln und Prüfprozessen [DS17]. Der Prüfprozess ist dabei als Gesamtheit der möglichen Einflussfaktoren auf das Messergebnis zu sehen und umfasst neben dem Prüfling auch den Bediener, die Umwelt, das Prüfnorm, die Messeinrichtung und das Messverfahren. Das Ziel einer MSA ist es, bekannte und unbekannte systematische sowie zufällige Messabweichungen zu identifizieren und, wo möglich, in Bezug auf das Messergebnis zu quantifizieren. Dabei werden unter anderem die Wiederhol- und die Vergleichspräzision beurteilt. Die Wiederholpräzision gibt an, wie reproduzierbar ein Messergebnis erreicht wird, wenn ein Prüfer ein und dasselbe Merkmal mehrmals mit dem gleichen Messmittel bestimmt. Zur Beurteilung der Vergleichspräzision

wird ein Parameter des Prüfprozesses, zum Beispiel der Prüfer, verändert und die Robustheit des Messergebnisses gegenüber der Änderung bewertet.

Die Methoden der klassischen MSA gelten nur für Standardmessverfahren wie die (diskrete) Bestimmung eines (zeitlich unveränderlichen) geometrischen Maßes eines Formteils [NN02c]. Dabei kommt dem Abgleich des gemessenen Werts mit dem „wahren“ Wert entscheidende Bedeutung zu. Da es sich im Anwendungsfall dieser Arbeit um kontinuierliche, zeitlich veränderliche Messsignale handelt, für die es keine „wahre“ Vergleichsgröße gibt, sind die Methoden der MSA nicht unmittelbar anwendbar. Dennoch kann die grundlegende Vorgehensweise zur Analyse von Messabweichung sowie zur Bestimmung der Wiederhol- und Vergleichspräzision auf Messungen mit dem entwickelten Tribometer übertragen werden. Tabelle 7.1 gibt einen Überblick zu möglichen (Stör-)Einflüssen auf das Messergebnis:

Kategorie	Potenzielle Einflussgrößen
Prüfer	• Informiertheit (Anleitung, Kommunikation, ...) • Sorgfalt
Umgebung	• Temperatur und Luftfeuchtigkeit
Materialien	• Faser- und Harzmenge zu Beginn und im Verlauf der Messung • Materialtemperatur • Mischgüte des Reaktionsharzes • Menge & Verteilung des Trennmittels auf der Form • Schwindung während der Messung
Messobjekt (Prüfkörper/Beschichtung)	• Rundheit • Sauberkeit
Messmethode (Prüfablauf)	• Vorbereitungszeit • Imprägnierung der Fasern • Positionierung von Fasern und Harz im Prüfspalt zu Beginn und im Verlauf der Messung
Auswertemethode	• Glättung des Messsignals • Abstraktion durch Kennwerte
Messvorrichtung (Form/Tribometer)	• Zentrierung • Verformungen/Schwingungen während der Messung • Zuverlässigkeit des Antriebsstrangs
Messmittel (Sensorik)	• Genauigkeit/Auflösung • Zeitverzug

Tabelle 7.1: Potenzielle Einflussgrößen auf das Messergebnis

Table 7.1: Potential influencing factors on the measurement result

Durch einen definierten Einrichte- und Prüfablauf (Kapitel 7.1.4), die Auswahl einer geeigneten Messtechnik (Kapitel 7.1.3) sowie eine vergleichbare Auswertemethodik (Kapitel 7.1.5) sollen Störeinflüsse so weit wie möglich reduziert werden. Dennoch können Streuungen, beispielsweise bedingt durch die grundsätzliche Bau- und Funktionsweise des Tribometers oder die teilweise stochastische Natur tribologischer und reaktionskinetischer Prozesse, nicht vollständig vermieden werden. Um die Wiederhol- und Vergleichspräzision zu beurteilen, werden 13 Wiederholungsmessungen mit drei verschiedenen, gleichartigen, unbeschichteten Prüfkörpern (1–3) von zwei verschiedenen Prüfern (A bzw. B) durchgeführt. Dabei wird darauf geachtet, alle sonstigen (kontrollierbaren) Einflussgrößen möglichst unverändert zu belassen. Bei der Durchführung der MSA stehen die Kraftsensoren noch nicht zur Verfügung, weshalb für den Vergleich nur das Reibmoment herangezogen werden kann. Bild 7.8 zeigt die geglätteten Verläufe des Reibmoments für alle Messungen der MSA im direkten Vergleich. Bei sechs der 13 Messungen kann der Verlauf des Reibmoments aufgrund von Versagen der Faserklemmung (FK) nicht bis zum Ende ausgewertet werden.

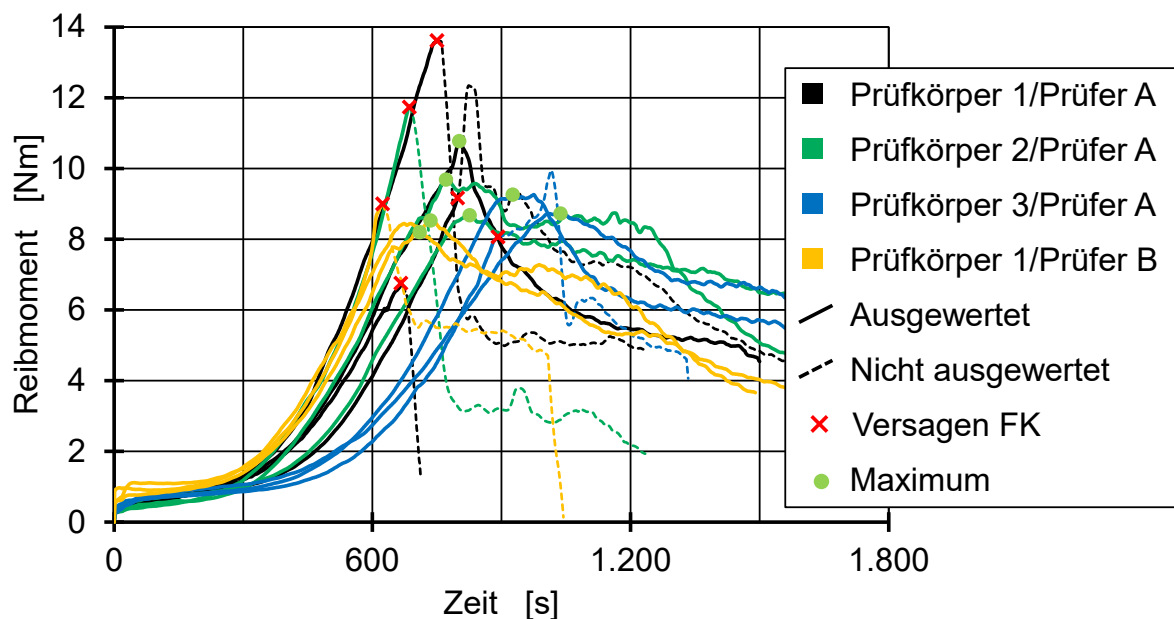


Bild 7.8: Verläufe des Reibmoments bei den Messungen der MSA

Fig. 7.8: Developments of frictional torque during the measurement system analysis

Alle Messungen folgen dem charakteristischen Verlauf und zeigen zu Beginn ein geringes Reibmoment in der Flüssigphase des Harzes. Mit einsetzender Reaktion wird jedoch eine Streuung bezüglich des Übergangszeitpunkts von flüssig zu gel/fest, der Steigung des Anstiegs und des maximalen Reibmoments sichtbar. Dies ist mutmaßlich auf unterschiedliche Reaktionsverläufe sowie variierende Normalkräfte zurückzuführen. Die Reaktionsverläufe werden unter anderem von der Materialstart- und Umgebungstemperatur, der Luftfeuchtigkeit, der Mischzeit und -güte sowie dem Temperaturgradienten im Prüfspalt beeinflusst. Zudem ist

auffällig, dass die Verläufe einer Untergruppe (Prüfkörper/Prüfer) jeweils näher beieinander liegen. Dies deutet darauf hin, dass beim Umbau des Tribometers auf einen anderen Prüfkörper, in Verbindung mit einer erneuten Einrichtung/Kalibrierung, keine reproduzierbare Zentrierung erzielt wird. Eine ungenügende Zentrierung zwischen Prüfkörper und Form kann zu lokal veränderten Spalthöhen, Fasergehalten und Normalkräften führen. Bild 7.9 zeigt exemplarisch für neun verschiedene Prüfungen mit den später verwendeten Beschichtungen (siehe Tabelle 7.2) die im Anschluss gemessene Dicke des ausreagierten Faser-Harz-Strangs an drei Positionen (Pos. 1 bis 3). Die Prüfungen sind absteigend nach mittlerer Dicke sortiert. Es ist ersichtlich, dass alle gemessenen Werte unterhalb der angestrebten Spalthöhe von 5 mm liegen. Das bedeutet, dass die Prüfkörpermantelfläche und die Teilkreisnut in der Form nicht konzentrisch waren und demzufolge keine über den Umfang konstante Spalthöhe vorlag, was auch durch die jeweils geringste gemessene Dicke an Position 2 untermauert wird. Unterschiede in der Dicke an den Positionen 1 und 3 deuten zudem auf eine zusätzliche Relativverschiebung des Prüfkörper zur Form entlang der x -Achse hin (vgl. Bild 7.1). Interessanterweise korreliert die gemessene vertikale Kraft nicht mit der gemessenen Dicke. Demnach führt eine höhere Kraft nicht zu einer größeren Komprimierung des Faser-Harz-Strangs im Prüfspalt. Dies kann möglicherweise mit der Stützwirkung der Rovings an der engsten Stelle des Prüfspalts erklärt werden, welche keine weitere Relativverschiebung zulässt.

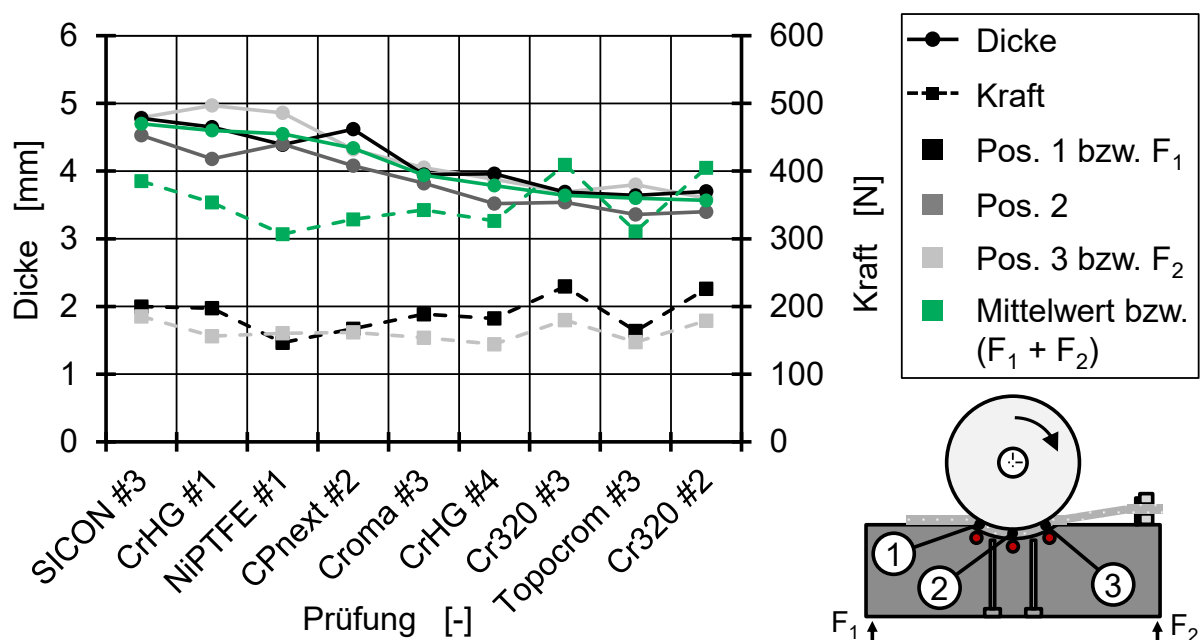


Bild 7.9: Exemplarische Bestimmung der Dicke von Formteilen nach der Prüfung und der zugehörigen vertikalen Kraft

Fig. 7.9: Exemplary determination of part thickness after testing and vertical force

Bild 7.10 zeigt exemplarisch den gemessenen Faservolumengehalt der untersuchten Formteile für dieselben Prüfungen wie in Bild 7.9. Zusätzlich ist im Diagramm der theoretisch zu

erwartende FVG für die gemessene Dicke der jeweiligen Position dargestellt. Wie zu erwarten steigt der mittlere FVG tendenziell mit abnehmender Dicke, wobei der gemessene FVG weniger stark ansteigt als der theoretisch zu erwartende FVG. Dies kann daran liegen, dass bei einer geringeren Spalthöhe tendenziell mehr Filamente oder gar ganze Rovings aus dem Prüfspalt gedrückt werden, was den tatsächlichen FVG verringert. Bei einer größeren Spalthöhe verbleibt hingegen möglicherweise mehr Luft im Faser-Harz-Strang, was zu einem größeren gemessenen als theoretisch berechneten FVG führt.

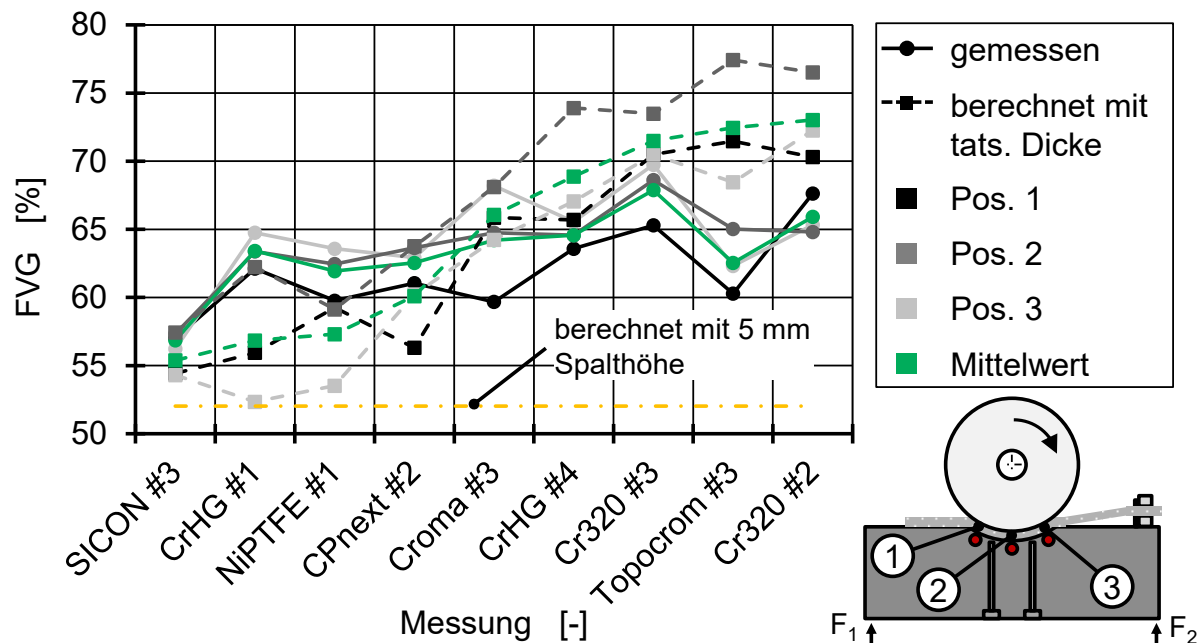


Bild 7.10: Exemplarische Bestimmung des Faservolumengehalts von Formteilen

Fig. 7.10: Exemplary determination of fiber volume content of parts after testing

Die eingeschränkte Wiederholpräzision bei gleichartigen Messungen führt zu einer gewissen Streuung der zuvor definierten Kennwerte (vgl. Gl. 7.4–7.6). Bild 7.11 zeigt das mittlere Reibmoment in den Bereichen *flüssig*, *gel/fest* sowie $M_{R,ges}$ sowohl für die Einzelmessungen als auch gemittelt je Untergruppe. Es muss berücksichtigt werden, dass bei Messungen mit versagender Faserklemmung lediglich der Bereich *flüssig* ausgewertet werden kann. Auf Basis der wenigen vorliegenden Werte lassen sich für das mittlere Reibmoment in den Bereichen *gel/fest* und *gesamt* keine statistisch signifikanten Unterschiede zwischen den Untergruppen feststellen. Im Bereich *flüssig* bestehen jedoch statistisch signifikante Unterschiede. Die relativen Mittelwertdifferenzen, bezogen auf den jeweils kleineren Mittelwert, betragen 11–38 % (vgl. Bild 7.11). Dies ist als charakteristische Streuung des Messsystems zu verstehen, die auch zu beobachten ist, wenn gleichartige Prüfkörper vermessen werden.

Zusammenfassend muss als Ergebnis der Messsystemanalyse festgehalten werden, dass – trotz einer möglichst umfassenden Kontrolle – verschiedene potenzielle Störgrößen zu einer teils signifikanten Streuung im Messwertverlauf und in den abgeleiteten Kennwerten führen. Durch

eine geeignete Auswertemethodik (Mittelung) sowie die Integration von Kraftsensoren kann die Streuung reduziert werden. Dennoch zeigt die Auswertung der Dickenmessung sowie der Fasergehaltsbestimmung, dass eine eingeschränkte Vergleichbarkeit zwischen Messungen besteht. Darüber hinaus ist zu beachten, dass die späteren Ergebnisse nicht unmittelbar auf den Pultrusionsprozess übertragen werden können. So ist beispielsweise das Temperaturniveau im Tribometer geringer als im Pultrusionsprozess, was die Reaktionskinetik, aber auch das Materialverhalten beeinflusst. Im Pultrusionsprozess liegt die Materialtemperatur im Bereich der Festkörperreibung oberhalb und im Tribometer unterhalb der Glasübergangstemperatur, was die effektive Reibungszahl mutmaßlich beeinflusst.

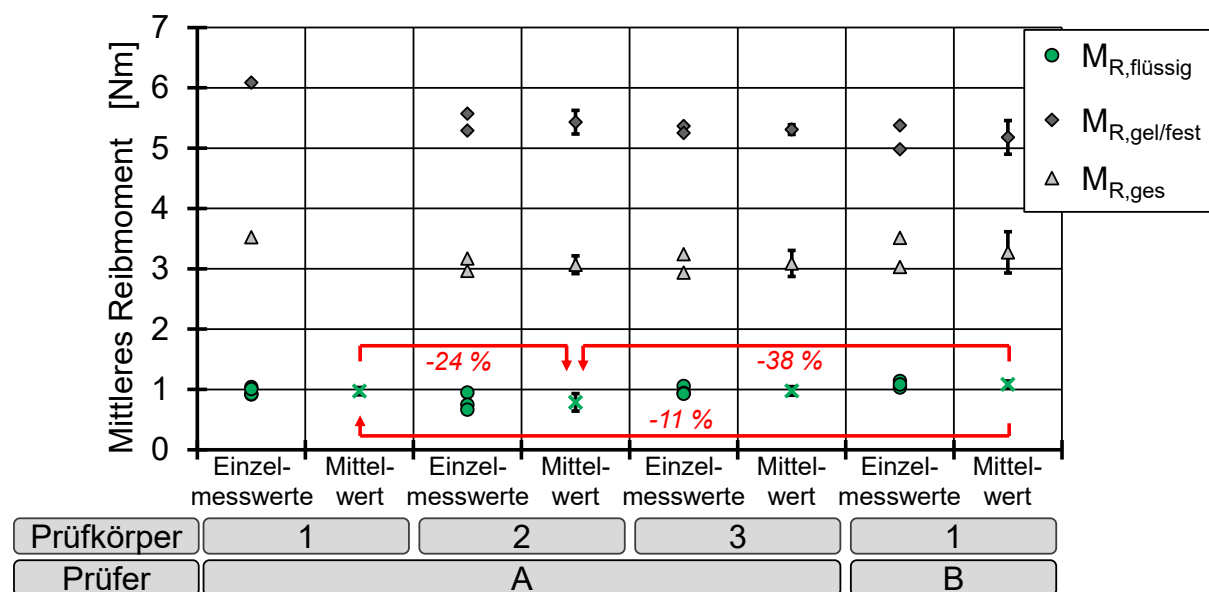


Bild 7.11: Mittleres Reibmoment in den einzelnen Bereichen im Vergleich
 Fig. 7.11: Average frictional torque in the distinct areas in comparison

7.2 Charakterisierung der beschichteten Prüfkörper

Aufgrund der komplexen Entstehung von Reibung und Verschleiß (vgl. Kapitel 2.3.1) lässt sich auf theoretischer Basis nur bedingt eine Aussage zur Eignung einer Beschichtung für den spezifischen Anwendungsfall PUR-Pultrusion treffen. Die Ermittlung der effektiven Reibungszahlen mit dem entwickelten Tribometer dient der Vorauswahl potenzieller Kandidaten. Es sollte eine möglichst breite Auswahl von Beschichtungen untersucht werden, um unterschiedliche Einflussgrößen voneinander abzugrenzen. Auf Basis von Empfehlungen von Industrieexperten und Beschichtungsunternehmen wird eine entsprechende Auswahl getroffen, die in diesem Unterkapitel vorgestellt wird. Da die Reibungszahl unter anderem von der chemischen Zusammensetzung, der Oberflächenenergie, der Textur und der Rauheit beeinflusst wird (vgl. Kapitel 2.3.1), werden die Beschichtungen dahingehend charakterisiert.

7.2.1 Übersicht der ausgewählten Beschichtungen

Tabelle 7.2 zeigt einen Überblick der untersuchten Beschichtungen. Als Referenz dienen *Hartchrombeschichtungen*, wie sie üblicherweise für Pultrusionswerkzeuge eingesetzt werden [SS00]. Zur Untersuchung des Einflusses der Oberflächenrauigkeit werden Polituren unterschiedlicher Feinheit betrachtet.

Beschichtung	Abkürzung	Beschichtungs- verfahren	Besondere Eigenschaft
Hartchrom 320er Politur	Cr320	galvanisch	hohe Verschleißfestigkeit, ausreichender Korrosionsschutz
Hartchrom 600er Politur	Cr600		
Hartchrom Hochglanzpolitur	CrHG		
Chrom-Nitrid	CrN	PVD	hohe Verschleißfestigkeit, guter Korrosionsschutz
BALINIT® Croma	Croma	PVD	Mehrlagenschichtsystem; Antihafteigenschaften
BALINIT® CromaPlus	CromaPlus		Mehrlagenschichtsystem mit korrosionshemmender Oxid- Deckschicht
TOPOCROM®	TC	geschlossenes Reaktorverfahren	halbkugelige Oberflächentopografie
SICON®	SICON	PACVD	gute Antihafteigenschaften und Verschleißbeständigkeit
Wolframcarbid	WC	PVD	hohe Verschleißbeständigkeit; geringe Adhäsionsneigung ggü. Kunststoffen
CPnext	CPnext	PACVD	Beschichtung mit amorph aufwachsender Deckschicht (in Entwicklung); reaktionsträge und korrosionsbeständige Oberfläche
Nickel-PTFE	Ni/PTFE	galvanisch	PTFE-Partikel in Nickelmatrix; gute Antihafteigenschaften

Tabelle 7.2: Untersuchte Beschichtungen

Table 7.2: Evaluated surface coatings

Beschichtungen aus *Chromnitrid* (CrN) weisen eine höhere Härte als Hartchrom auf und kommen daher beispielsweise zur Verschleißminimierung für Zerspanwerkzeuge zum Einsatz, werden aber auch in Extrusionswerkzeugen eingesetzt [Uhl15, Wei20]. *BALINIT® Croma* und *BALINIT® CromaPlus* basieren ebenfalls auf CrN und weisen als Mehrlagenschicht eine hohe

Korrosionsbeständigkeit auf. *BALINIT[®] CromaPlus* besitzt zusätzlich noch eine Chromoxid-Deckschicht, was die Anhaftung von Kunststoffen herabsetzt. Beide Beschichtungen werden in der Profil- und Folienextrusion sowie zur Granulatherstellung oder in der Gummiverarbeitung eingesetzt [Sed20, URL21c]. *TOPOCROM[®]* ist eine Chromschicht mit halbkugelter Oberflächenstruktur, was die Reibungskräfte in verschiedenen Anwendungen verringern soll [URL21d]. *SICON[®]* ist eine diamantähnliche Kohlenstoffschicht, die mit Silizium modifiziert wurde und dadurch neben einer hohen Verschleißfestigkeit auch eine geringe Adhäsionsneigung aufweist [Hie01, MB20]. Gleiches gilt für die Beschichtung *Wolframcarbid*, die aufgrund der hohen Härte für Zerspanwerkzeuge eingesetzt wird [Wei20]. *CPnext* weist hingegen eine geringere Härte auf, zeichnet sich aber durch eine hohe Korrosionsbeständigkeit aufgrund einer reaktionsträgen, amorphen Si-C-N-Deckschicht aus [Sed20]. *Nickel-PTFE* bezeichnet eine Schicht auf Nickelbasis, in die Partikel aus Polytetrafluorethylen (PTFE) eingebracht sind. Die Schicht hat nur eine geringe Härte, könnte aufgrund der PTFE-Partikel aber eine geringe Adhäsionsneigung aufweisen [Wei20]. Ergänzend wird schließlich ein unbeschichteter Prüfkörper untersucht.

Die Hartverchromungen werden von der Firma Johann Maffei GmbH & Co. KG, Iserlohn, aufgebracht. Die Kreisscheiben mit *CrN*, *Wolframcarbid*, *SICON[®]* und *Ni/PTFE* werden durch das Fraunhofer-Institut für Schicht- und Oberflächentechnik (IST), Braunschweig, beschichtet. Die Beschichtungen *BALINIT[®] Croma*, *BALINIT[®] CromaPlus* und *CPnext* stammen von der Firma Oerlikon Balzers Coating Germany GmbH, Bingen. *TOPOCROM[®]* wird durch die Topocrom GmbH, Stockach, hergestellt.

7.2.2 Chemische Zusammensetzung

Die chemische Zusammensetzung der Beschichtungen wird mittels energiedispersiver Röntgenspektroskopie bestimmt. Die Ergebnisse finden sich in Tabelle 7.3.

Es können nach chemischen Gesichtspunkten neben der *Referenzgruppe* (Hartchrom Cr320/600/HG) die Gruppen *Chrom alternativ* (CrN, Croma, CromaPlus, Topocrom) und *hoher Kohlenstoffgehalt* (SICON, WC, CPnext, Ni/PTFE) unterschieden werden. Die Hartchrombeschichtungen und *TOPOCROM* weisen eine ähnliche Zusammensetzung auf und unterscheiden sich im Wesentlichen durch die Oberflächenstruktur. *CrN*, *Croma* und *CromaPlus* haben einen geringeren Chromgehalt und enthalten dafür Stickstoff. Wie zu erwarten findet sich bei *CromaPlus* zudem ein höherer Sauerstoffgehalt. *SICON*, *WC*, *CPnext* und *Ni/PTFE* weisen neben dem erhöhten Kohlenstoffgehalt auch signifikante Anteile der jeweils charakteristischen Elemente auf. Bei *SICON* sind dies Silizium und Sauerstoff. *CPnext* besitzt darüber hinaus noch einen hohen Eisengehalt. *WC* besteht zu drei Vierteln aus Wolfram. Bei *Ni/PTFE* fällt auf, dass der PTFE-Gehalt mit 6,1 Gew.-% relativ gering ist.

Beschichtung	Massenanteil des jeweiligen Elements [%]											
	Cr	N	C	Si	O	Ni	W	Fe	Mn	Ag	Al	PTFE
<i>Cr320/600/HG</i>	80,6		14,8		3,6	0,8		0,1		0,1		
<i>CrN</i>	58,1	30,8	7,9		2,5	0,2		0,4		0,1		
<i>Croma</i>	55,2	31,1	10,3		2,8	0,5		0,1				
<i>CromaPlus</i>	50,0	21,2	10,4		17,7	0,5		0,2	0,1			
<i>TC</i>	85,7		10,8		3,1	0,2		0,2				
<i>SICON</i>	0,6		39,1	33,7	24,1	0,1		2,3		0,1		
<i>WC</i>			21,4		1,7	0,5	75,9	0,2		0,3		
<i>CPnext</i>	6,3	9,1	28,3	16,3	11,7	0,4		27,8	0,1		0,1	
<i>Ni/PTFE</i>	0,1		36,9		9,2	47,2		0,7				6,1

Tabelle 7.3: Chemische Zusammensetzung der Beschichtungen

Table 7.3: Chemical composition of the surface coatings

7.2.3 Oberflächenbeschaffenheit

Die Oberflächenbeschaffenheit der Prüfkörper wird anhand von Rasterelektronenmikroskopie (FESEM)-Aufnahmen sowie Rauheitsmessungen beurteilt (Bild 7.12).

Die Prüfkörper mit *Hartchrom*-, *Croma*- und *CromaPlus*-Beschichtung weisen eine gleichmäßige Oberfläche mit einigen Poren auf. Bei *Topocrom* ist gut die halbkugelige Oberflächentopografie zu erkennen. *CPnext* besitzt aufgrund des amorphen Schichtaufbaus eine relativ ebene Oberfläche. *CrN*, *SICON*, *WC* und *Ni/PTFE* weisen eine Riefenstruktur auf, wobei die Riefen in Umfangsrichtung der Kreisscheiben orientiert sind. Bei *Ni/PTFE* sind die eingelagerten PTFE-Partikel gut sichtbar.

Die Oberflächenrauheit wird im Tastschnittverfahren gemäß DIN EN ISO 4287 [NN10b] mit einem taktilen Oberflächenmessgerät bestimmt. Aufgrund der Rundung der Kreisscheiben kann lediglich die Rauheit quer zur Umfangsrichtung an zehn Positionen je Prüfkörper ermittelt werden. Die Taststrecke beträgt jeweils $L_t = 15$ mm. Die Messung erfolgt nach den Prüfungen mit dem Tribometer. Es ist zu beachten, dass sich die Rauheit in und quer zur Umfangsrichtung unterscheiden können. Insbesondere bei den Prüfkörpern mit Riefen ist in Umfangsrichtung eine geringere Rauheit zu erwarten. Dies ist bei der Betrachtung der Korrelation zwischen gemessener Rauheit und Reibungszahl zu beachten. Bild 7.13 zeigt die über zehn Messstellen gemittelten Mittenrauwerte R_a der Beschichtungen. Mit Werten zwischen 0,12 und 0,87 μm ist die Rauheit der Prüfkörper insgesamt gering. Die Mittenrauwerte korrelieren gut mit den FESEM-Aufnahmen. *Topocrom* weist aufgrund der halbkugeligen Oberflächentopografie den größten Mittenrauwert auf. Es folgen die Prüfkörper mit Riefenstruktur (*CrN*, *SICON*, *WC* und

Ni/PTFE). Auffällig ist, dass *Cr320* den gleichen Mittenrauwert wie der unbeschichtete Prüfkörper aufweist. Mit einer feineren Politur (*Cr600*) lässt sich der Mittenrauwert etwa halbieren, die Hochglanzpolitur bringt allerdings keine weitere Verbesserung.

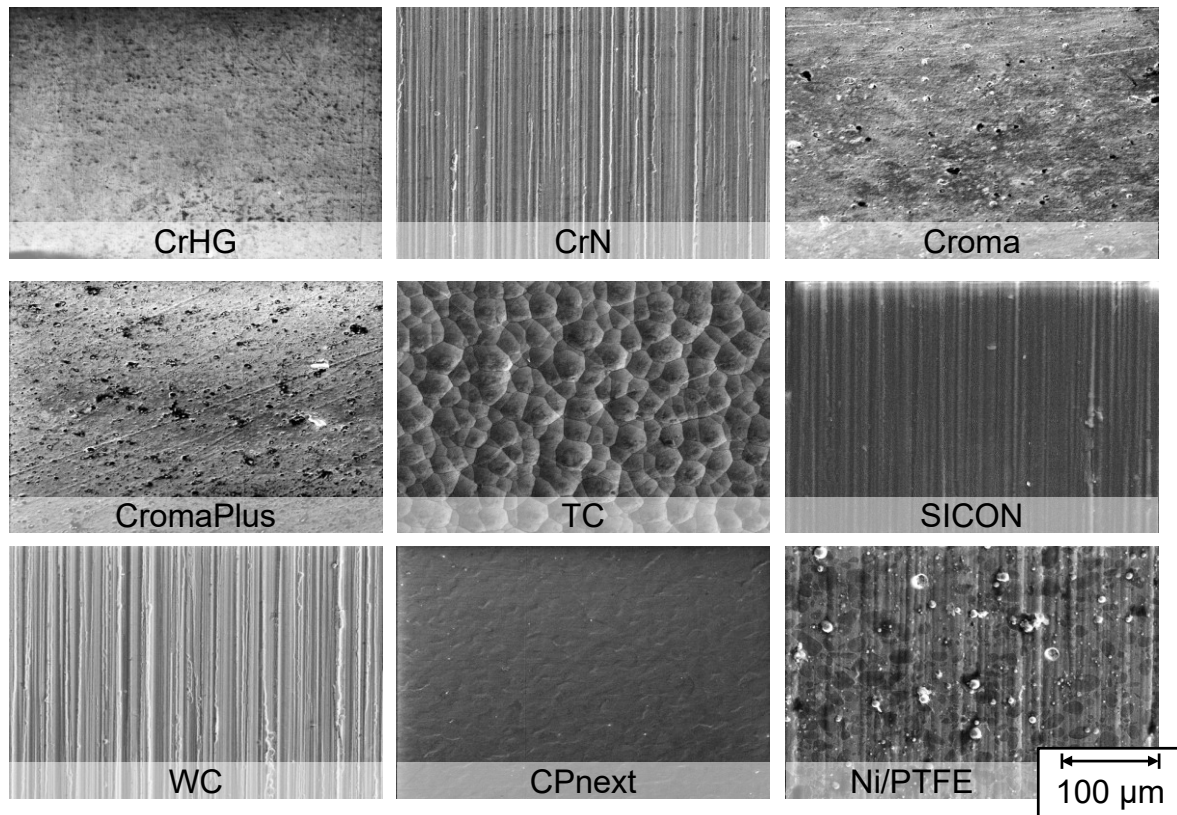


Bild 7.12: FESEM-Aufnahmen der beschichteten Kreisscheibenoberflächen

Fig. 7.12: FESEM pictures of the coated disk surfaces

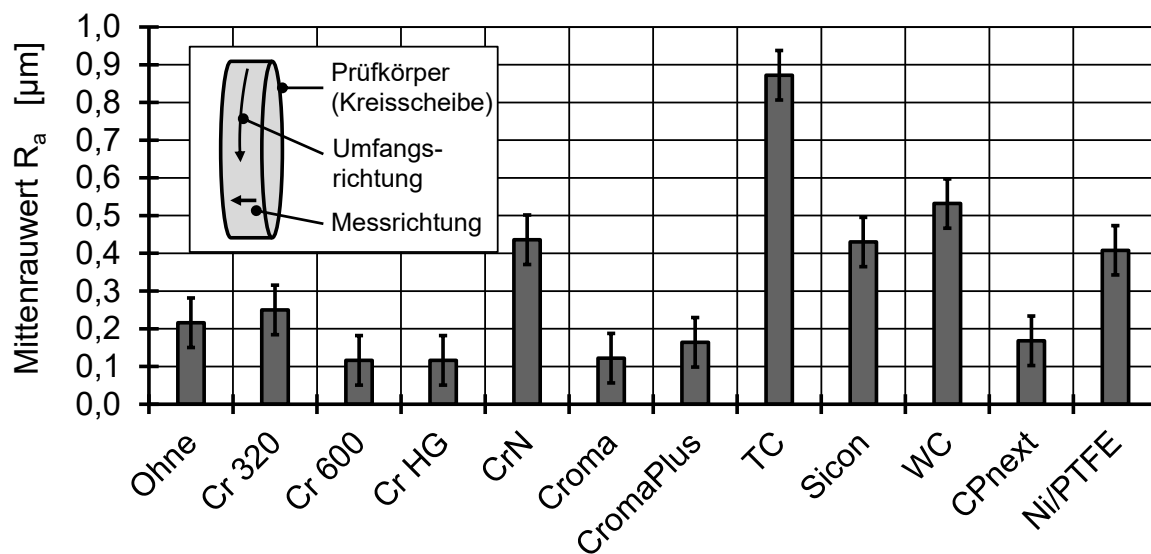


Bild 7.13: Mittenrauwerte der beschichteten Kreisscheibenoberflächen

Fig. 7.13: Average roughness values of the coated disk surfaces

7.2.4 Kontaktwinkel zu flüssigem PUR

Beim Kontakt eines Flüssigkeitstropfens mit einer Festkörperoberfläche stellt sich ein Gleichgewichtszustand ein, der von den Oberflächen- bzw. Grenzflächenspannungen der drei beteiligten Phasen (fest, flüssig, gasförmig) untereinander abhängt [Bob13]. Das Kräftegleichgewicht kann durch die sog. *Young'sche Gleichung* beschrieben werden (vgl. Bild 7.14 oben). Die geometrische Form der Phasengrenze lässt demnach Rückschlüsse auf die Art und Größe der in der Grenzfläche herrschenden Adhäsionskräfte zu. Je kleiner der resultierende Kontaktwinkel zwischen dem Tropfen und der Oberfläche, desto größer sind die Benetzung, die Oberflächenenergie und damit die resultierende Adhäsionsarbeit W_A [AGK+09].

Zum qualitativen Vergleich der Adhäsionsarbeit der betrachteten Beschichtungen in der Flüssigzone wird der Kontaktwinkel zwischen reagierendem, aber noch flüssigem PUR bei Raumtemperatur und den beschichteten Kreisscheiben zu verschiedenen Zeitpunkten gemessen. Hierzu wird das Reaktionsgemisch hergestellt und in eine Einwegspritze mit Kanüle gezogen, aus der die einzelnen Tropfen definierter Menge auf den höchsten Punkt der entsprechenden Kreisscheibe appliziert werden. Die Kreisscheibenoberflächen werden zuvor mit Aceton gereinigt. Die erste Ablage erfolgt 210 s nach Mischung. Weitere Tropfen folgen alle 90 s auf eine andere Stelle der Mantelfläche, bis die steigende Viskosität des Reaktionsgemischs eine reproduzierbare Dosierung des Tropfens nach 17 min. nicht mehr ermöglicht. Aufgrund der Rundung der Kreisscheiben sowie leicht unterschiedlicher Reaktionsverläufe – bedingt durch experimentelle Ungenauigkeiten – kommt es zu Streuungen der Messwerte. Die Messung des Kontaktwinkels erfolgt mit einem optischen System auf zwei Seiten des Tropfens. Je Beschichtung werden drei Durchgänge durchgeführt, sodass pro Zeitpunkt und Beschichtung sechs Messwerte zur Verfügung stehen.

Bild 7.14 zeigt den Mittelwert der gemessenen Kontaktwinkel für alle Beschichtungen und alle Zeitpunkte im Vergleich. Zur besseren Übersichtlichkeit ist die Standardabweichung hier nicht dargestellt. Die gemessenen Kontaktwinkel liegen im Bereich 35° – 75° , was grundsätzlich eine gute Benetzbarkeit der Oberflächen mit dem Reaktionsgemisch bedeutet. Für alle Beschichtungen nimmt der Kontaktwinkel tendenziell mit der Aushärtezeit zu, was auf die steigende Vernetzung und damit größere intermolekulare Adhäsionskräfte innerhalb des Tropfens zurückzuführen ist. Es fällt auf, dass der mittlere Kontaktwinkel zum unbeschichteten Prüfkörper in etwa demjenigen zu *Cr320* entspricht und die Verchromung in Bezug auf die Adhäsionsarbeit keinen Vorteil hat. Die feinere Politur (*Cr600/CrHG*) sowie *CromaPlus* verringern den Kontaktwinkel für kleine Zeiten sogar tendenziell, was auf eine Zunahme der Adhäsionsarbeit hindeutet. Für spätere Zeitpunkte weist *CPnext* relativ geringe Kontaktwinkel auf. Die Kontaktwinkel zu den meisten übrigen Beschichtungen liegen zwischen denjenigen von *Cr320* und *CrHG/CromaPlus/CPnext*, sodass unter Berücksichtigung der

Standardabweichungen eine Verringerung der Adhäsionsarbeit im flüssigen Bereich nicht zu erwarten ist. Lediglich *Ni/PTFE* weist mit Ausnahme des letzten Zeitpunktes für alle anderen Messpunkte signifikant größere Kontaktwinkel auf, was eine geringere Adhäsionsarbeit im flüssigen Bereich erwarten lässt.

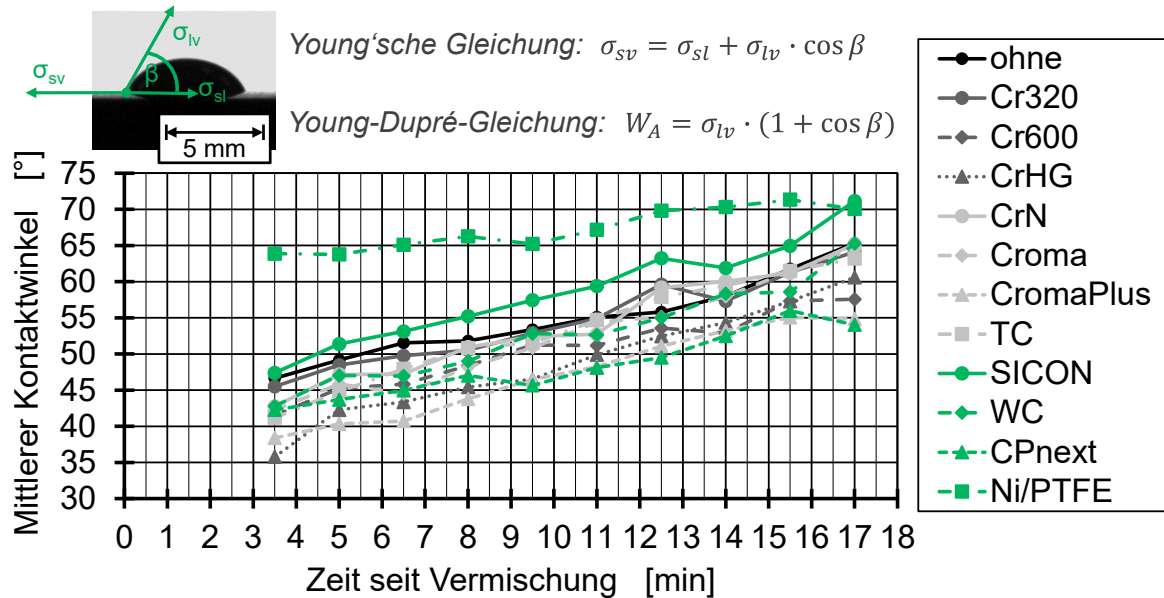


Bild 7.14: Mittlerer Kontaktwinkel zu PUR in Abhängigkeit der Reaktionszeit

Fig. 7.14: Average contact angle to PUR depending on reaction time

7.2.5 Rundheit der Kreisscheiben

Die Messwerte von Drehmoment und Kraft werden von einer Schwingung überlagert, die auf eine mögliche fertigungsbedingte Unrundheit der Kreisscheiben zurückzuführen ist (vgl. Kapitel 7.1.5). Zur Einordnung dieses Effekts wird die Unrundheit taktil mittels einer Messuhr bestimmt und die Veränderung des Radius je Umdrehung protokolliert (Tabelle 7.4).

Im Extremfall (*Topocrom*) verändert sich der Radius je Umdrehung um 1,32 %. Bei anderen Prüfkörpern wiederum fällt die Unrundheit klein aus (z. B. *SICON*). In Bild 7.15 sind der Verlauf der vertikalen Kraft sowie des Drehmoments für exemplarische Messungen mit *Topocrom* und *SICON* dargestellt. Wie zu erwarten, weisen die Schwingungen bei *Topocrom* eine größere Amplitude auf. Die relative Veränderung von Kraft und Moment beträgt jedoch bei beiden Prüfkörpern ein Vielfaches der relativen Änderung des Radius. Der Zusammenhang ist demnach nicht linear.

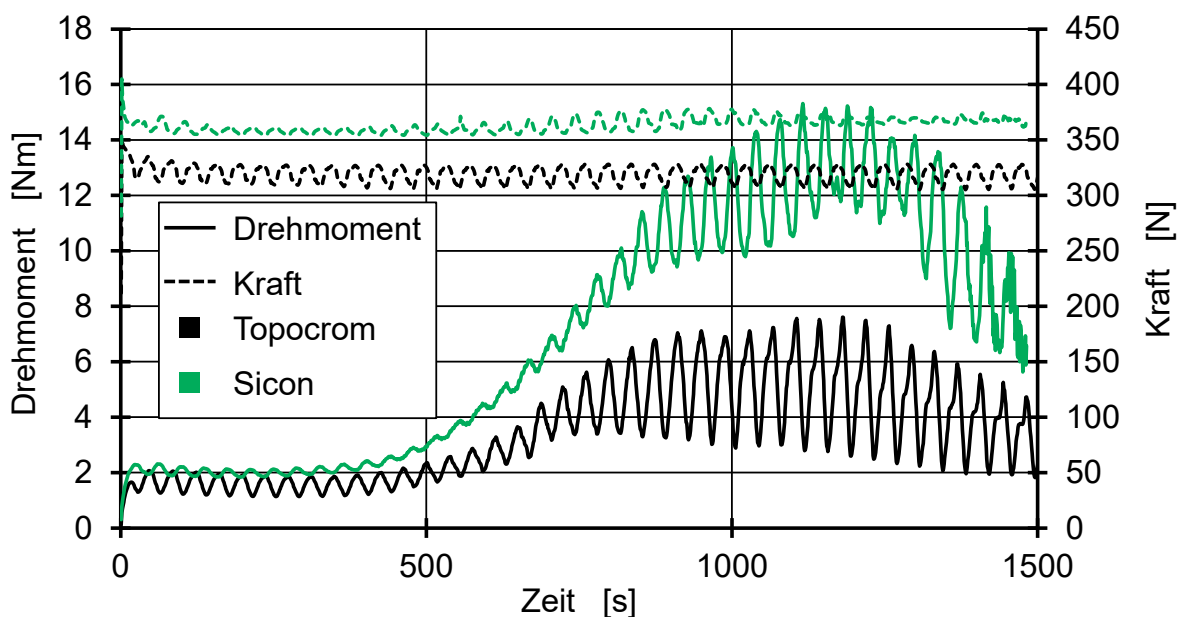


Bild 7.15: Schwingungen der Messungen mit Topocrom und SICON im Vergleich
Fig. 7.15: Comparison of the oscillations for measurements with Topocrom and SICON

Beschichtung	ΔR je Umdrehung [μm]	ΔR bezogen auf den Nennradius ($R = 50 \text{ mm}$) [%]
Ohne	200	0,4
Cr320	625	1,25
Cr600	160	0,32
CrHG	360	0,72
CrN	120	0,24
Croma	40	0,08
CromaPlus	70	0,14
Topocrom	660	1,32
SICON	10	0,02
WC	80	0,16
CPnext	150	0,3
Ni/PTFE	230	0,46

Tabelle 7.4: Unrundheit der verwendeten Prüfkörper
Table 7.4: Deviation of the discs contour from a circular form

7.3 Ergebnisse der Tribometermessungen

Das tribologische Verhalten der untersuchten Beschichtungen wird anhand der zuvor definierten Kennwerte verglichen (vgl. Kapitel 7.1.5). Bild 7.16 zeigt für alle Beschichtungen die mittlere Reibungszahl sowie das mittlere Reibmoment im flüssigen Bereich. Dabei ist

jeweils der Mittelwert, die Standardabweichung sowie das 95 %-Konfidenzintervall aus drei Wiederholungsmessungen dargestellt.

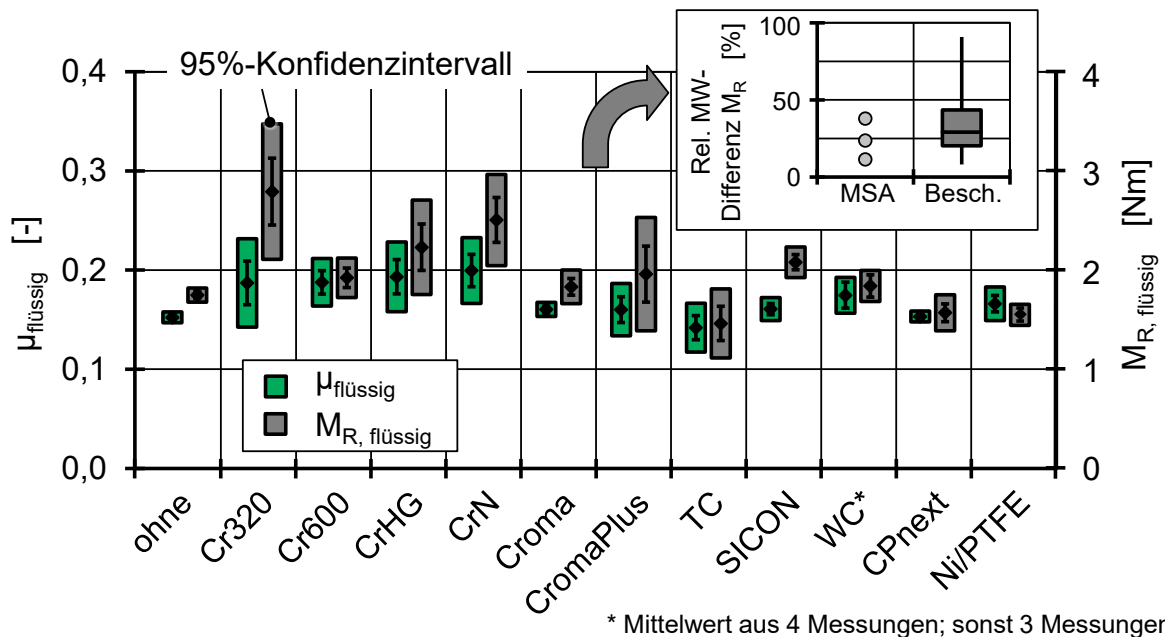


Bild 7.16: Reibmoment und Reibungszahl im Bereich „flüssig“ im Vergleich

Fig. 7.16: Frictional torque and coefficient of friction for the liquid area in comparison

Der Vergleich zwischen Reibmoment und Reibungszahl zeigt, dass durch die Berücksichtigung der vertikalen Kraft in der Berechnung der Reibungszahl Unterschiede zwischen einzelnen Beschichtungen relativiert werden. Dies bestätigt, dass sich die Reibungszahl besser zum Vergleich von Beschichtungen eignet als das Reibmoment. Bei einigen Beschichtungen kam es in den Wiederholungsmessungen zu deutlichen Streuungen, was sich in teils großen Standardabweichungen bzw. Konfidenzintervallen bemerkbar macht. Dennoch lassen sich Unterschiede zwischen einzelnen Beschichtungen feststellen. Zur Überprüfung der statistischen Signifikanz der Mittelwertdifferenz zwischen zwei Beschichtungen wird jeweils ein zweiseitiger Student'scher t-Test durchgeführt. Dabei wird angenommen, dass die beiden Stichproben einer Grundgesamtheit mit gleicher Varianz entstammen. Die berechneten p -Werte geben die Irrtumswahrscheinlichkeit dafür an, dass die Annahme *unterschiedlicher* Mittelwerte in beiden Stichproben falsch ist. Je kleiner der p -Wert, desto sicherer kann davon ausgegangen werden, dass es sich um verschiedene Mittelwerte handelt. Die p -Werte sind für alle Kennwerte im Anhang aufgeführt, wobei p -Werte unterhalb der typischen Signifikanzniveaus $\alpha = 0,05$ bzw. $\alpha = 0,1$ farblich hervorgehoben sind (Kapitel 13.3.2). Für $\mu_{\text{flüssig}}$ bzw. $M_{R,\text{flüssig}}$ können zahlreiche statistisch signifikante Unterschiede zwischen den einzelnen Beschichtungen festgestellt werden. Allerdings können bereits in der Messsystemanalyse (MSA) statistisch signifikante Unterschiede zwischen einzelnen Untergruppen mit gleichartigen Prüfkörpern festgestellt werden (Kapitel 7.1.6). Es muss also untersucht werden, ob die beobachteten

Unterschiede zwischen einzelnen Beschichtungen größer sind als die Unterschiede, die durch Ungenauigkeiten des Prüfverfahrens hervorgerufen werden. In Bild 7.16 wird daher zusätzlich die Verteilung der relativen Mittelwertdifferenz zwischen statistisch signifikant unterschiedlichen Mittelwerten von $M_{R,flüssig}$ in der MSA (vgl. Bild 7.11) sowie in den Tribometermessungen mit den Beschichtungen verglichen.

Der Boxplot für die Beschichtungen zeigt, dass ca. zwei Drittel der relativen Mittelwertdifferenzen unterhalb des größten Wertes der MSA (ca. 38 %) liegen. Die größten relativen Mittelwertdifferenzen werden für *Cr320*, *CrN* und *CrHG* in der Kombination mit anderen Beschichtungen bestimmt. Bei diesen drei Beschichtungen fällt der Unterschied zwischen Reibmoment und Reibungszahl besonders groß aus, sodass die relativen Mittelwertdifferenzen bei der Reibungszahl kleiner sind. Insgesamt lässt sich auf Basis der Ergebnisse daher nicht zweifelsfrei ausschließen, dass die gemessenen Unterschiede der Reibungszahl bzw. Reibmoments auf die Messmethodik und nicht auf die Beschichtungen zurückzuführen sind.

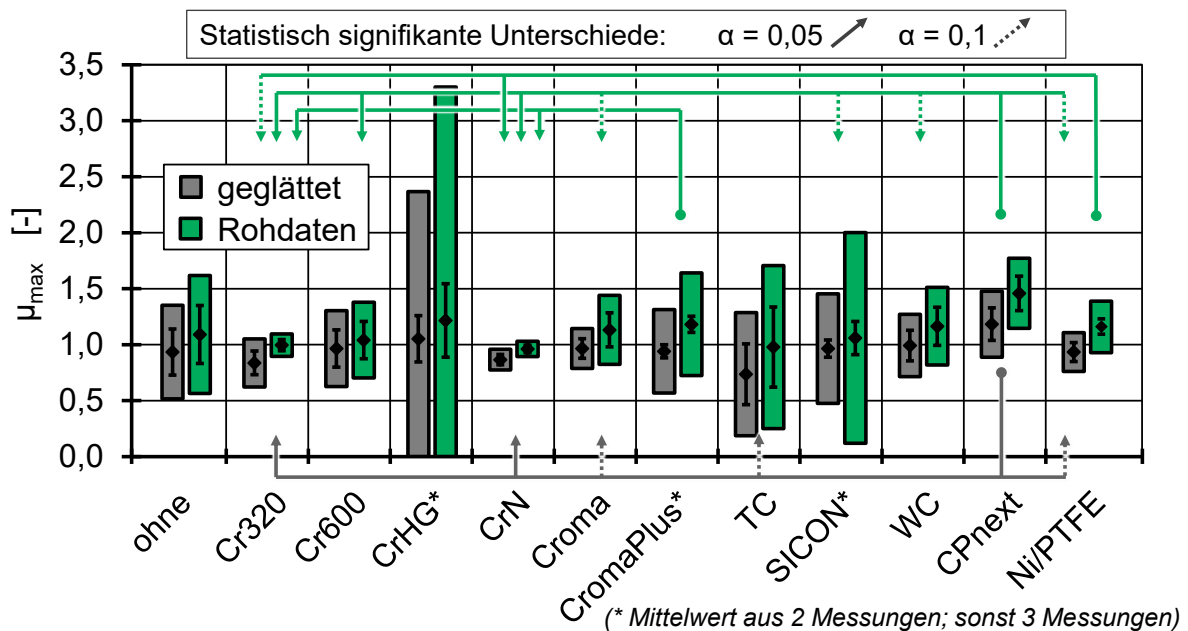


Bild 7.17: Maximale Reibungszahlen der Beschichtungen im Vergleich

Fig. 7.17: Maximum coefficient of friction of the surface coatings in comparison

In Bild 7.17 sind die maximalen Reibungszahlen für alle Beschichtungen dargestellt. Die Maximalwerte aus den Rohdaten liegen leicht oberhalb der Maximalwerte aus dem geglätteten Verlauf, weisen aber sonst das gleiche Verhalten auf. Die Streuung in den Einzelmessungen in Verbindung mit der geringen Anzahl an Messungen führt auch hier teilweise zu großen Standardabweichungen und 95 %-Konfidenzintervallen, insbesondere bei *CrHG*, *TC* und *SICON*. Dies hat zur Folge, dass nur wenige statistisch signifikante Unterschiede zwischen den Mittelwerten der einzelnen Beschichtungen bestehen. Im Bild sind Unterschiede zum

Signifikanzniveau $\alpha = 0,05$ mit durchgezogenen Pfeilen und zu $\alpha = 0,1$ mit gestrichelten Pfeilen dargestellt. Für $\mu_{\max, \text{Rohdaten}}$ kann mit großer Wahrscheinlichkeit davon ausgegangen werden, dass der Mittelwert von *CromaPlus* größer als diejenigen von *CrN* und *Cr320* ist. Gleiches gilt für *Ni/PTFE* und *CPnext*, wobei $\mu_{\max, \text{Rohdaten}}$ von *CPnext* zudem auch größer als die Mittelwerte von *Cr600*, *Croma*, *SICON* und *WC* zu sein scheint. Für die maximale Reibungszahl der geglätteten Verläufe bestehen noch weniger statistisch signifikante Unterschiede. Der Mittelwert von *CPnext* zum Signifikanzniveau $\alpha = 0,05$ ist größer als diejenigen von *CrN* und *Cr320*; der Mittelwert von *CPnext* zum Signifikanzniveau $\alpha = 0,1$ ist größer als diejenigen von *Croma*, *TC* und *Ni/PTFE*. Insgesamt lässt sich festhalten, dass *Cr320* und *CrN* tendenziell die geringsten maximalen Reibungszahlen aufweisen und *CPnext* tendenziell die größte maximale Reibungszahl besitzt.

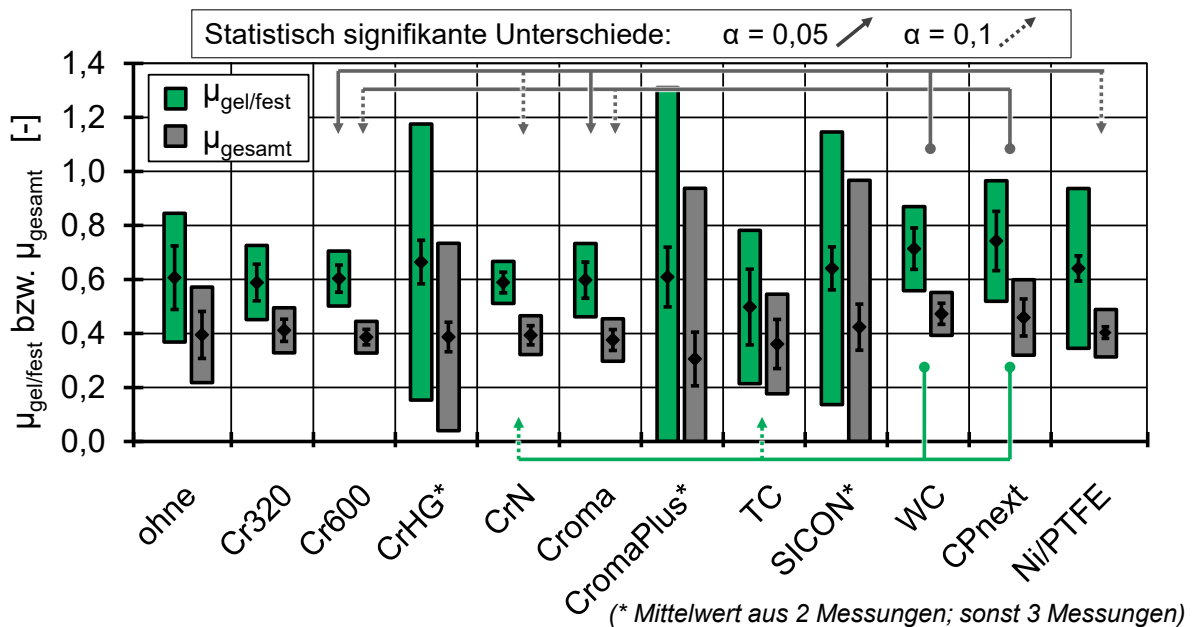


Bild 7.18: Mittlere Reibungszahlen in den Bereichen „gel/fest“ und „gesamt“ im Vergleich

Fig. 7.18: Average frictional coefficient in the areas “gel/solid” and “total” in comparison

Bild 7.18 zeigt schließlich die mittleren Reibungszahlen in den Bereichen *gel/fest* sowie *gesamt*. Wie zuvor lassen die teilweise großen Standardabweichungen und Konfidenzintervalle nur tendenzielle Aussagen zu. Im Bereich *gel/fest* weisen die Beschichtungen *WC* und *CPnext* tendenziell die größten mittleren Reibungszahlen auf, die sich aber statistisch lediglich zum Signifikanzniveau $\alpha = 0,1$ von denjenigen der Beschichtungen *CrN* und *TC* unterscheiden. Wird die Reibungszahl über den gesamten Verlauf bis zum Maximum gemittelt, dann liegt der Wert von *CPnext* zum Signifikanzniveau $\alpha = 0,1$ oberhalb der Werte von *Croma* und *Cr600*. Zudem führt die Beschichtung mit *WC* zum Signifikanzniveau $\alpha = 0,05$ zu größeren Reibungszahlen als *Croma* und *Cr600*. Zum Signifikanzniveau $\alpha = 0,1$ ist μ_{gesamt} bei *WC* zudem größer als bei *CrN* und *Ni/PTFE*. Insgesamt lässt sich festhalten, dass *WC* und *CPnext*

tendenziell die größten Reibungszahlen in den Bereichen *gel/fest* und *gesamt* aufweisen, sich diese statistisch signifikant jedoch nur von einzelnen Beschichtungen unterscheiden.

In der Gesamtbetrachtung können unter Berücksichtigung der immanenten Streuung der Messmethodik für den Bereich *flüssig* keine Unterschiede zwischen den Beschichtungen festgestellt werden. In den Bereichen *gel/fest* und *gesamt* weist *CPnext* insgesamt eine tendenziell höhere Reibungszahl auf. Als mögliche Kandidaten für weitere tribologische Untersuchungen können auf Basis ihrer tendenziell geringeren Reibungszahlen einige chromhaltige Beschichtungen, insbesondere *Cr320*, *Cr600*, *CrN* und *Croma*, identifiziert werden. Bei den Messungen mit *Nickel-PTFE* fällt auf, dass die Formteile im Anschluss eine schwarze Verfärbung aufweisen. Dies ist möglicherweise auf eine Penetration des Isocyanats in die PTFE-Partikeln zurückzuführen [FBM+12]. *Nickel-PTFE* erweist sich daher als ungeeignet für die Verarbeitung von PUR.

Die ermittelten Reibungszahlen liegen im Bereich *flüssig* im Intervall 0,14–0,2 und steigen im Maximum auf bis zu 1,2. Damit liegen sie in derselben Größenordnung wie in der Literatur angegebene Reibungszahlen (Kapitel 2.3.2.2). Aufgrund der geringen Unterschiede zwischen den Beschichtungen in den ermittelten Kennwerten lassen sich allerdings keine Korrelationen mit den zuvor bestimmten Beschichtungseigenschaften feststellen. Abweichungen in der Rauheit, der Benetzbarkeit oder der chemischen Zusammensetzung spiegeln sich nicht im tribologischen Verhalten im entwickelten Tribometer wider. Es bleibt offen, ob dies auf experimentelle Unzulänglichkeiten und eine zu geringe Sensitivität der Messmethodik oder tatsächlich nicht existente Unterschiede im Reibverhalten zurückzuführen ist.

7.4 Zusammenfassung

Um einen stabilen Pultrusionsprozess auch bei hohen Geschwindigkeiten zu gewährleisten, sollte die Abzugskraft reduziert werden. Hierfür bieten sich reibungsmindernde Werkzeugbeschichtungen an. Zur Bestimmung der umsatzabhängigen Reibungszahl für verschiedene Beschichtungen wird ein Tribometer entwickelt, das einerseits die tribologischen Phänomene aus dem Pultrusionswerkzeug widerspiegelt und andererseits eine vergleichende Messung mit möglichst geringen Störeinflüssen gewährleisten soll. Zur Bestimmung der Reibungszahl rotiert eine beschichtete Kreisscheibe relativ zu einem ortsfesten Faserstrang, der mit dem Reaktionsharz imprägniert ist. Das Drehmoment als primäre Messgröße wird mithilfe der vertikalen Kraft in die effektive Reibungszahl umgerechnet. Die wesentlichen Unterschiede zum Pultrusionsprozess sind das niedrigere Temperaturniveau sowie der geringere Fasergehalt im Tribometer.

Unabhängig von der Beschichtung wird ein charakteristischer Verlauf der Reibungszahl mit steigendem Umsatz ermittelt. Zu Beginn wird eine geringe effektive Reibungszahl zwischen

dem flüssigen Reaktionsharz und dem Prüfkörper bestimmt. Mit der Gelierung des Harzes steigt die effektive Reibungszahl stark an und durchläuft mit der Verfestigung des Harzes schließlich ein Maximum. Daraus lässt sich ableiten, dass zur Reduzierung der Abzugskraft im Pultrusionsprozess mit PUR die Flüssigzone im Werkzeug möglichst lang und die Gel- sowie die Festzone möglichst kurz sein sollten. Dies steht im Konflikt mit den Ergebnissen der Optimierung der Werkzeugtemperaturen (vgl. Kapitel 6.5). Hier wird zu Beginn des Werkzeugs eine möglichst große Temperatur vorgeschlagen, was die Flüssigzone verkürzt.

Aus dem Verlauf der Reibungszahl werden verschiedene Kennwerte abgeleitet, die einen quantitativen Vergleich von Messungen ermöglichen. Eine Messsystemanalyse zeigt auf, dass verschiedene potenzielle Störeinflüsse den Verlauf der Reibungszahl beeinflussen können und daher eine dem Messverfahren immanente Grundstreuung zu beobachten ist. Dies führt dazu, dass auch bei gleichartigen Prüfkörpern teils statistisch signifikante Unterschiede ermittelt werden.

Zur Identifizierung von möglicherweise vorteilhaften Beschichtungseigenschaften zur Reduzierung der Abzugskraft wird eine große Bandbreite von Prüfkörpern mit verschiedenen Methoden charakterisiert und im Tribometer untersucht. Die Reibungszahlen im flüssigen Bereich liegen jedoch innerhalb der Grundstreuung und sind deshalb nicht zweifelsfrei auf die Beschichtungseigenschaften zurückzuführen. Bei den Reibungszahlen im ansteigenden Bereich sowie den maximalen Reibungszahlen sind vereinzelt statistisch signifikante Unterschiede zu beobachten, die jedoch nicht mit den Beschichtungseigenschaften korrelieren. Auf Basis dieser Ergebnisse kann daher keine gesicherte Aussage getroffen werden, welche Abhängigkeit die effektive Reibungszahl von der Rauheit, Benetzbarkeit oder chemischen Zusammensetzung der Beschichtung aufweist. Es bleibt offen, ob dies auf eine zu geringe Auflösung des Messverfahrens, die auftretenden Störeinflüsse oder nicht-existente Unterschiede zwischen den untersuchten Beschichtungen zurückzuführen ist.

In Zukunft sollten daher potenzielle Störeinflüsse auf das Ergebnis der Tribometermessung minimiert werden, indem beispielsweise Prüfkörper und Form besser zueinander zentriert werden und die Messungen in einem Normklima durchgeführt werden. Zudem können mehr Wiederholungsmessungen je Beschichtung die Datenbasis verbreitern und statistisch besser abgesicherte Aussagen ermöglichen. Eine weitergehende Charakterisierung der Beschichtungen, zum Beispiel im Hinblick auf ihre Polarität, könnte weitere Ansatzpunkte zur Begründung für beobachtete Unterschiede liefern. Als Kandidaten für weitere Messungen bieten sich einige chrombasierte Beschichtungen an, die tendenziell geringere Reibungszahlen aufweisen.

Im Hinblick auf die Übertragbarkeit der Ergebnisse auf den Pultrusionsprozess sollten weitere wichtige Merkmale der Beschichtung evaluiert und verglichen werden, bevor schließlich

Versuche unter realen Bedingungen auf einer Pultrusionsanlage durchgeführt werden. Neben dem Effekt auf die Abzugskraft ist hier vor allem die Standzeit der Beschichtung gegenüber den abrasiven Glasfasern zu nennen. Darüber hinaus müssen die (Mehr-)Kosten der Beschichtung gegenüber dem Stand der Technik durch eine entsprechende Steigerung der Produktionsgeschwindigkeit überkompensiert werden, um für den Verarbeiter einen Vorteil zu generieren.

8 ZUSAMMENFÜHRUNG DER TEILERGEBNISSE UND GANZHEITLICHE BETRACHTUNG

Nach der Zerlegung der Problemstellung *Optimierung der Produktivität* in die Teilprobleme *Imprägnierung*, *Aushärtung* sowie *Überwindung der Abzugskraft* stellt sich abschließend die Frage nach den Wechselwirkungen der Teilergebnisse. Im Bereich *Imprägnierung* wird gezeigt, dass die Anpassung des Winkels bei gegebener Harzviskosität/gegebenem Fasergehalt den entscheidenden Hebel zur Steigerung des Imprägnierdrucks und damit der Verbesserung der Imprägnierqualität bei hohen Geschwindigkeiten darstellt. Gleichzeitig steigt dadurch tendenziell die Komponente *Kompaktierungskraft* der Abzugskraft. Zwar führt die Verringerung des Winkels zu einer kleineren effektiven Wirkfläche der Kraft, was jedoch vom größeren herrschenden Druck überkompensiert wird. Im Bereich *Aushärtung* wird eine optimierte Heizstrategie vorgeschlagen, die eine möglichst frühe Temperaturerhöhung im Profil vorsieht. Bei unzureichender thermischer Trennung von Injektionsbox und Werkzeug kann dies zu einer verminderten Prozessstabilität führen. Zudem lässt der charakteristische Verlauf der Reibungszahl darauf schließen, dass der mit der Heizstrategie einhergehende schnelle Anstieg des Reaktionsumsatzes an den Profilaußenflächen zu einer insgesamt höheren Abzugskraft führt. Für eine geringe *Abzugskraft* wäre hingegen eine möglichst späte Aushärtung vorteilhaft, weil die Reibungszahl dann in weiten Teilen des Werkzeugs gering gehalten würde. Tabelle 8.1 fasst die beschriebenen Wechselwirkungen qualitativ zusammen. Je nach Anwendungsfall ist demnach durch unterschiedliche Gewichtung der einzelnen Optimierungsmaßnahmen ein Kompromiss im Hinblick auf die Teilprobleme zu suchen. So lässt sich beispielsweise auf ein Flachprofil ohne Hohlkammern durch eine hohe Klemmkraft eine hohe Abzugskraft übertragen, sodass der Fokus der Optimierung auf Imprägnierung und Aushärtung gelegt werden kann. Bei Hohlprofilen hingegen muss die Imprägnierung/Aushärtung angepasst werden, weil die Abzugskraft eine Limitierung darstellt.

Bereich	Optimierungs- maßnahme	Einfluss auf...		
		Imprägnierung	Aushärtung	Abzugskraft
<i>Imprägnierung</i>	Geringer Öffnungswinkel	+	/	(-)
<i>Aushärtung</i>	Optimierte Heizstrategie	(-)	+	-
<i>Abzugskraft</i>	Angepasstes Reaktionsprofil	/	-	+

Tabelle 8.1: Wechselwirkungen der einzelnen Optimierungsmaßnahmen („+“ = positiver Einfluss; „-“, „(-)“ = (potentiell) negativer Einfluss; „/“ = kein Einfluss)

Table 8.1: Interaction of the single optimization measures („+“ = positive influence; „-“, „(-)“ = (potentially) negative influence; „/“ = no influence)

9 FAZIT UND AUSBLICK

9.1 Fazit

Die Ziele der vorliegenden Arbeit bestanden darin, für die Prozessschritte *Imprägnierung*, *Aushärtung* und *Überwindung der Abzugskraft* im Pultrusionsprozess mit Polyurethan jeweils einen Ansatz vorzustellen und zu untersuchen, mit dem die Produktionsgeschwindigkeit ohne Verminderung der Bauteilqualität oder Prozessstabilität gesteigert werden kann.

Für den Prozessschritt *Imprägnierung* wird der Einfluss des Öffnungswinkels einer konischen Injektionsbox in Verbindung mit der Produktionsgeschwindigkeit auf den resultierenden Druck in der Injektionsbox und im Pultrusionswerkzeug sowie auf die Bauteilqualität untersucht. Es kann gezeigt werden, dass eine Steigerung der Pultrusionsgeschwindigkeit in der Regel zu einem höheren Druck in der Injektionsbox sowie im Pultrusionswerkzeug führt. Der Öffnungswinkel hat hingegen in erster Linie einen Effekt auf den Druck in der Injektionsbox, wobei ein größerer Winkel wie zu erwarten einen geringeren Druck zur Folge hat. Die Kombination von geringer Pultrusionsgeschwindigkeit mit großem Öffnungswinkel birgt das Risiko der Beeinträchtigung der langfristigen Prozessstabilität, weil es zu einer vorzeitigen Reaktion des Harzes in der Injektionsbox aufgrund einer zu langen Verweilzeit kommen kann. Eine hohe Geschwindigkeit in Verbindung mit einem kleinen Winkel führt hingegen zu einem hohen Druck, was zwar einerseits die Imprägnierung begünstigt, andererseits aber Undichtigkeiten oder Verformungen von nicht ausreichend steifen Injektionsboxen und Werkzeugen zur Folge haben kann. Die Versuchsergebnisse zeigen allerdings auch, dass es neben den untersuchten Parametern noch weitere Einfluss- und Störgrößen gibt, die den Druck signifikant beeinflussen.

Ein signifikanter Einfluss der Produktionsgeschwindigkeit oder des Öffnungswinkels auf die Bauteileigenschaften kann im untersuchten Prozessfenster nicht festgestellt werden. Die Makroimprägnierung scheint tendenziell mit dem Druck in der Injektionsbox zu korrelieren, ist aber insgesamt als gut zu bewerten. Die mechanischen Eigenschaften sind weitestgehend unabhängig von den untersuchten Prozessparametern, liegen aber teilweise unterhalb zuvor veröffentlichter Vergleichswerte. Es kann daher keine abschließende Aussage darüber getroffen werden, welcher Öffnungswinkel zur Erzielung einer guten Bauteilqualität bei einer hohen Pultrusionsgeschwindigkeit ideal ist.

Für den Prozessschritt *Aushärtung* wird eine Methodik entwickelt, mit der die optimalen Werkzeugtemperaturen zur Steigerung der Pultrusionsgeschwindigkeit identifiziert werden können. Auf Basis von Simulationsdaten werden Machine-Learning-Modelle trainiert und anschließend in verschiedenen Optimierungsalgorithmen implementiert, um die maximale

Pultrusionsgeschwindigkeit unter Berücksichtigung von profil- und prozessspezifischen Nebenbedingungen zu ermitteln. Die entwickelte Methodik stellt einen effizienten und umfassenden Ansatz dar, um die optimalen Werkzeugtemperaturen für beliebige Nebenbedingungen zu identifizieren. Mit nicht-linearen Modellen kann kein eindeutiges Optimierungsergebnis gefunden werden, weil ihr nicht-kontinuierliches Verhalten im Lösungsraum zahlreiche gleichrangige Optima liefert. Mithilfe von linearen Modellen kann gezeigt werden, dass die Pultrusionsgeschwindigkeit ohne wesentliche Verminderung der Bauteilqualität im Vergleich zur Referenz um 35 % von 2,0 auf 2,7 m/min gesteigert werden kann. Eine weitere Erhöhung auf 2,96 m/min ist möglich, wenn die bindenden Nebenbedingungen relaxiert werden. Dabei wird allerdings insbesondere die vorgegebene Temperaturdifferenz innerhalb des Profils überschritten, was erhöhten Bauteilverzug zur Folge haben kann. Obwohl die ermittelten Optima signifikant außerhalb der Trainingsdaten für die Machine-Learning-Modelle liegen, wird überwiegend eine gute Übereinstimmung zwischen den Vorhersagen der Modelle und entsprechenden Validierungssimulationen erzielt. Beobachtete Abweichungen erfolgen zur sicheren Seite. Die identifizierten optimalen Heizstrategien unterscheiden sich signifikant von in der Praxis üblichen Temperatureinstellungen. In den ersten zwei Werkzeugdritteln werden die maximal möglichen Temperaturen vorgeschlagen, um den Reaktionsumsatz im Profil rasch zu steigern. Im letzten Werkzeugdrittel werden die Umsatz- und Temperaturdifferenzen im Profilquerschnitt reduziert, indem dort Wärme abgeführt wird. Dies setzt eine aktive Kühlung des Werkzeugs im letzten Drittel voraus. Werden stattdessen die Temperaturen benachbarter Heizzonen begrenzt, sinkt die maximal mögliche Pultrusionsgeschwindigkeit. Eine Alternative bietet die thermische Entkopplung von Pultrusionswerkzeug und Injektionsbox. Dies ermöglicht hohe Temperaturen auch in der ersten Zone, ohne das Risiko von vorzeitiger Gelierung des Harzes in der Injektionsbox einzugehen.

Für den Prozessschritt *Überwindung der Abzugskraft* wird mithilfe eines entwickelten Tribometers untersucht, wie sich die Reibungszahl zwischen Pultrusionsprofil und -werkzeug in Abhängigkeit vom Reaktionsumsatz verändert und wie durch Werkzeugbeschichtungen darauf Einfluss genommen werden kann. Das entwickelte Messverfahren ermöglicht eine standardisierte und gleichzeitig prozessnahe Ermittlung von Reibungszahlen zwischen modifizierten Oberflächen und einem reagierenden Faser-Harz-Strang. Eine Messsystemanalyse zeigt die immanente Grundstreuung sowie mögliche Störeinflüsse auf. Unabhängig von der Beschichtung wird ein charakteristischer Verlauf der Reibungszahl mit steigendem Umsatz ermittelt. Zu Beginn wird eine geringe effektive Reibungszahl zwischen dem flüssigen Reaktionsharz und dem Prüfkörper bestimmt. Mit der Gelierung des Harzes steigt die effektive Reibungszahl stark an und durchläuft mit der Verfestigung des Harzes

schließlich ein Maximum. Zur Reduzierung der Abzugskraft im Pultrusionsprozess sollten daher die Flüssigzone im Werkzeug möglichst lang und die Gel- und die Festzone möglichst kurz sein. Dies steht im Konflikt mit den zuvor ermittelten optimalen Werkzeugtemperaturen für eine maximale Produktionsgeschwindigkeit. Die identifizierte optimale Heizstrategie sieht zu Beginn des Werkzeugs die maximal möglichen Temperaturen vor, um den Reaktionsumsatz schnell zu steigern.

Zur Identifizierung von möglicherweise vorteilhaften Beschichtungseigenschaften zur Reduzierung der Abzugskraft wird eine große Bandbreite von Prüfkörpern mit verschiedenen Methoden charakterisiert und im Tribometer untersucht. Die Reibungszahlen im flüssigen Bereich liegen innerhalb der zuvor ermittelten Grundstreuung und sind deshalb nicht zweifelsfrei auf die Beschichtungseigenschaften zurückzuführen. Bei den mittleren Reibungszahlen im ansteigenden Bereich sowie den maximalen Reibungszahlen sind vereinzelt statistisch signifikante Unterschiede zu beobachten, die jedoch nicht eindeutig mit den Beschichtungseigenschaften korrelieren. Auf Basis dieser Ergebnisse kann daher keine gesicherte Aussage getroffen werden, welche Abhängigkeit die effektive Reibungszahl von der Rauheit, Benetzbarkeit oder chemischen Zusammensetzung der Beschichtung aufweist. Es bleibt offen, ob dies auf eine zu geringe Auflösung des Messverfahrens, die auftretenden Störeinflüsse während der Messung oder nicht-existente Unterschiede zwischen den untersuchten Beschichtungen zurückzuführen ist. Die Empfehlung einer Beschichtung zur Reduktion der Abzugskraft bei hohen Produktionsgeschwindigkeiten ist somit nicht möglich.

Die Analyse der Wechselwirkungen der einzelnen (Teil-)Optimierungsmaßnahmen zeigt, dass jede Maßnahme neben der Verbesserung des adressierten Teilproblems mindestens einen weiteren Teilbereich negativ beeinflusst. Ein geringerer Öffnungswinkel der Injektionsbox kann die Imprägnierung verbessern, erhöht aber gleichzeitig die Abzugskraft. Die optimierte Heizstrategie ermöglicht eine schnellere Aushärtung, führt aber zu insgesamt höheren Reibungszahlen und vermindert potenziell die Prozessstabilität. Das im Hinblick auf die Abzugskraft ideale Reaktionsprofil sieht hingegen eine möglichst späte Aushärtung vor. Für den Verarbeiter ist daher durch unterschiedliche Gewichtung der einzelnen Maßnahmen ein Kompromiss zu suchen, der je nach Anwendungsfall (Profilgeometrie, Fasergehalt, Harzsystem, wirtschaftliche Aspekte, ..) ein globales Optimum darstellt.

9.2 Ausblick

Die durchgeführten Untersuchungen zeigen weiteren Forschungsbedarf zur Optimierung und Steigerung der Produktionsgeschwindigkeit im Pultrusionsprozess auf. In den drei Themenfeldern *Imprägnierung*, *Aushärtung* und *Überwindung der Abzugskraft* lassen sich die folgenden Schwerpunkte ableiten:

Im Bereich *Imprägnierung* sollten bei weiteren Untersuchungen mit einer Injektionsbox (Stör-)Einflüsse wie der Füllgrad, die Faserverteilung und die Umgebungsbedingungen besser kontrolliert und ihr Einfluss auf den Druck sowie die Bauteilqualität bei hohen Produktionsgeschwindigkeiten untersucht werden. Zudem sollten Versuche mit weiteren Glasfasern durchgeführt werden, um den Einfluss der Prozessparameter auf die mechanischen Bauteileigenschaften besser sichtbar zu machen. Hierzu könnte auch eine Erweiterung des Prozessfensters beitragen. Abschließend sollten die Ergebnisse auf komplexere Anwendungsprofile übertragen werden, um die gewonnenen Erkenntnisse für Verarbeiter breiter nutzbar zu machen.

Im Bereich *Aushärtung* sollte eine geeignete Anlagen- und Werkzeugtechnik mit der Möglichkeit zur lokalen, aktiven Kühlung entwickelt werden, um das identifizierte Optimierungsergebnis in der Praxis zu validieren. Außerdem sollte das Simulationsmodell auch für hohe Geschwindigkeiten und Werkzeugtemperaturen mittels Temperaturmessungen validiert und gegebenenfalls verbessert werden. Im Anschluss kann die Vorgehensweise auf komplexere Profilgeometrien und mit verfeinerten Nebenbedingungen angewendet werden. Beispielsweise würde die Erweiterung des Simulationsmodells um Abkühl- und Verzugsberechnungen eine genauere Spezifizierung der geforderten Profilqualität ermöglichen und die Güte des Optimierungsergebnisses weiter verbessern.

Im Bereich *Überwindung der Abzugskraft* sollten in Zukunft potenzielle Störeinflüsse auf das Ergebnis der Tribometermessungen minimiert werden, indem beispielsweise Prüfkörper und Form genauer zueinander zentriert und die Messungen in Normklima durchgeführt werden. Eine weitergehende Charakterisierung der Beschichtungen, zum Beispiel im Hinblick auf ihre Polarität, könnte weitere Ansatzpunkte zur Begründung für beobachtete Unterschiede der Reibungszahlen liefern. Als Kandidaten für weitere Messungen bieten sich einige chrombasierte Beschichtungen an, die tendenziell geringere Reibungszahlen aufweisen. Neben dem Effekt auf die Abzugskraft sollte zudem die Standzeit der Beschichtungen gegenüber den abrasiven Glasfasern sowie der Einfluss der Beschichtungskosten auf die Produktionskosten untersucht werden. Potenziell vorteilhafte Beschichtungen müssen abschließend im Pultrusionsprozess unter realen Prozessbedingungen verglichen werden.

Abschließend sollten die einzelnen Optimierungsmaßnahmen in praktischen Versuchen kombiniert und validiert, ihre Wechselwirkungen untersucht und die maximal erreichbare Pultrusionsgeschwindigkeit für verschiedene Anwendungsfälle überprüft werden. So könnte die Lage des globalen Optimums in Abhängigkeit von profil- und prozessspezifischen Parametern (z. B. Profilgeometrie, Fasergehalt, Harzsystem) eingegrenzt werden.

10 ZUSAMMENFASSUNG UND SUMMARY

10.1 Zusammenfassung

Ein breiterer Einsatz von Profilen aus endlosfaserverstärkten Kunststoffen setzt eine stärkere Industrialisierung des Pultrusionsprozesses voraus, was insbesondere eine weitere Steigerung der Produktionsgeschwindigkeit ohne Verminderung der Bauteilqualität oder Prozessstabilität erfordert. Aufgrund der hierdurch verringerten Zeit für die Imprägnierung der Verstärkungsfasern und für die Aushärtung des Reaktionsharzes sowie der tendenziell steigenden Abzugskraft besteht Forschungsbedarf hinsichtlich einer optimierten Injektionsboxgeometrie, einer optimierten Heizstrategie sowie zur Verringerung der entstehenden Abzugskraft.

Vor diesem Hintergrund leistet die vorliegende Arbeit einen Beitrag zum grundlegenden Prozessverständnis. Es wird untersucht, wie die Imprägnierung, Aushärtung und Entstehung der Abzugskraft bei hohen Pultrusionsgeschwindigkeiten verbessert werden können. Auf Basis der Ergebnisse von Experimenten mit einer Injektionsbox mit variablem Öffnungswinkel kann eine Injektionsboxgeometrie spezifiziert werden, die Prozessstabilität und gleichbleibende Bauteileigenschaften über einen breiten Geschwindigkeitsbereich gewährleistet. Zudem wird gezeigt, dass die Verringerung des Öffnungswinkels den entscheidenden Hebel zur Erreichung eines höheren Imprägnierdrucks darstellt. Dies erfordert allerdings eine entsprechend steif ausgelegte Werkzeugtechnik und führt gleichzeitig zu einer tendenziell größeren Abzugskraft. In Verbindung mit optimierten Werkzeugtemperaturen, die mithilfe von Machine-Learning-Modellen und verschiedenen Optimierungsalgorithmen identifiziert wurden, kann die Produktionsgeschwindigkeit theoretisch um 35 % im Vergleich zum Referenzpunkt gesteigert werden, ohne dass sich die Bauteilqualität verschlechtert. Die optimale Heizstrategie sieht abweichend vom Stand der Technik eine schnelle Wärmeeinbringung sowie eine aktive Kühlung von hinteren Teilbereichen des Werkzeugs vor. Der charakteristische Verlauf der umsatzabhängigen Reibungszahl zeigt jedoch, dass dies mit einer Steigerung der Abzugskraft einhergehen würde. Zudem ist eine effektive thermische Trennung von Injektionsbox und Werkzeug nötig, um eine ausreichende Prozessstabilität zu gewährleisten. Unabhängig von der Werkzeugbeschichtung wäre im Hinblick auf eine geringe Abzugskraft eine möglichst lange Flüssigzone im Werkzeug optimal. Dies steht allerdings im Konflikt mit der optimalen Heizstrategie, die eine kurze Flüssigzone zur Folge hat. Demnach ist je nach Anwendungsfall durch Gewichtung der einzelnen Optimierungsmaßnahmen ein Kompromiss zur Erreichung eines globalen Optimums erforderlich.

10.2 Summary

Wider use of profiles made from continuous fiber-reinforced plastics presupposes greater industrialization of the pultrusion process, which in particular requires a further increase in production speed without reducing component quality or process stability. Due to the resulting reduced time for the impregnation of the reinforcing fibers and for the curing of the reactive resin, as well as the tendency towards increasing pull force, there is a need for research with regard to an optimized injection box geometry, an optimized heating strategy and for reducing the resulting pull force.

Against this background, the present work contributes to the fundamental understanding of the pultrusion process. It is investigated how the impregnation, curing and emergence of the pull force can be improved at high pultrusion speeds. Based on the results of experiments with an injection box with a variable opening angle, an injection box geometry can be specified that ensures process stability and consistent part properties over a wide range of process speeds. In addition, it is shown that reducing the opening angle is the decisive lever for achieving a higher impregnation pressure. However, this requires a correspondingly stiff mold design and at the same time tends to result in a greater pull force. In conjunction with optimized mold temperatures identified with the aid of machine learning models and various optimization algorithms, production speed can theoretically be increased by 35% compared with the reference point without any deterioration in component quality. In deviation from the state of the art, the optimum heating strategy proposes a rapid heat input and active cooling of rear sections of the mold. However, the characteristic curve of the degree-of-cure-dependent coefficient of friction shows that this would be accompanied by an increase in the pull force. In addition, effective thermal separation of the injection box and mold is necessary to ensure sufficient process stability. Regardless of the mold surface coating, the longest possible liquid zone in the mold would be optimal in terms of low pull force. However, this conflicts with the optimum heating strategy, which results in a short liquid zone. Accordingly, depending on the application, a compromise is required to achieve a global optimum by weighting the individual optimization measures.

11 ABKÜRZUNGEN, FORMELZEICHEN, INDIZES

11.1 Abkürzungen

Abkürzung	Bedeutung
1D	Eindimensional
2D	Zweidimensional
3D	Dreidimensional
CF	Kohlenstofffaser(n)
Cr	Chrom
CrN	Chromnitrid
DSC	Differential Scanning Calorimetry
EP	Epoxidharz
FESEM	Field Emission Scanning Electron Microscopy
FG	Füllgrad
FTIR	Fourier-Transform-Infrarot-Spektroskopie
FVG	Faservolumengehalt
FVK	Faserverstärkter Kunststoff
GA	Genetischer Algorithmus
GEFF	Gesamtanlageneffektivität
GF	Glasfaser(n)
HG	Hochglanz
ILSS	Interlaminare Scherfestigkeit
LP	Lineare Programmierung
MAE	Mittlerer absoluter Fehler (engl. <i>mean average error</i>)
ML	Machine Learning/Maschinelles Lernen
MSA	Messsystemanalyse
MSE	Mittlere quadratische Abweichung (engl. <i>mean square error</i>)
MW	Mittelwert
NB	Nebenbedingung(en)
Ni	Nickel
OEE	Overall Equipment Effectiveness
Opt	Optimum
Pe	Péclet-Zahl
PSO	Particle-Swarm-Optimierung

PTFE	Polytetrafluorethylen
PUR	Polyurethan
RMSE	Quadratwurzel der mittleren quadratischen Abweichung (engl. <i>root mean square error</i>)
SA	Simplex-Algorithmus
TC	Topocrom
TTT	Time-Temperature-Transition
UD	unidirektional
UP	Ungesättigtes Polyesterharz
VE	Vinylesterharz
VK	Versuchskampagne
WC	Wolframcarbid

11.2 Formelzeichen

Formelzeichen	Einheit	Bedeutung
a	[-]	Gewichtungsfaktoren GA-2
A	[-]	Empirische Konstante (Arrhenius-Term)
B	[mm]	Breite
c	[-]	Empirische Konstante (Gebart-Permeabilität)
c	[J/kgK]	Wärmekapazität
C ₁	[-]	Empirische Konstante (Filamentanordnung)
d	[µm]	Filmdicke (Stribeck-Kurve)
d	[mm]	Profildicke
E	[kJ/mol]	Aktivierungsenergie
F	[N]	Kraft
F	[mm]	Abweichung von der Ebenheit (DIN EN 13706)
h	[mm]	Höhe (Prüfspalt)
H	[J/kg]	Reaktionsenthalpie
H	[mm]	Höhe (Form, Werkzeug)
i	[-]	Übersetzung
k	[-]	Empirische Konstante (Kozeny-Carman/Gutowski)
k	[1/s]	Empirische Konstante (Kinetik-/Viskositätsmodell)
k'	[-]	Empirische Konstante (Gutowski)
K	[m ²]	Permeabilität
L	[mm]	Länge

m	[-]	Exponent
M	[Nm]	Drehmoment
n	[-]	Exponent
n	[-]	Anzahl der Individuen (genetischer Algorithmus)
p	[bar]	Druck
p	[-]	Exponent
p	[-]	Irrtumswahrscheinlichkeit
q	[J/m ³]	Energiequellterm
r	[-]	Reaktionsumsatz
R	[μ m]/[mm]	Radius (Filament/Kreisscheibe)
R	[kg m ² /s ² mol K]	Ideale Gaskonstante
R	[-]	Rauheit/Mittenrauwert
R ²	[-]	Bestimmtheitsmaß
t	[s]	Zeit
T	[K]	Temperatur
u	[m/s]	Lokale Fließgeschwindigkeit des Harzes in x-Richtung
U	[m/s]	Lokale Geschwindigkeit der Fasern in x-Richtung
v	[m/s]	Lokale Fließgeschwindigkeit des Harzes in y-Richtung
v	[m/min]	Pultrusionsgeschwindigkeit
V	[m/s]	Lokale Geschwindigkeit der Fasern in y-Richtung
V _a '	[-]	Empirische Konstante
w	[m/s]	Lokale Fließgeschwindigkeit des Harzes in z-Richtung
w	[-]	Gewichtungsfaktoren GA-1
W	[m/s]	Lokale Geschwindigkeit der Fasern in z-Richtung
W	[J/m ²]	Flächenbezogene (Adhäsions-)Arbeit
x	[-]	Empirische Konstante
α	[°]	Öffnungswinkel (Injektionsbox)
α	[W/m ² K]	Wärmeübergangskoeffizient
α	[-]	Signifikanzniveau
α_{Tg}	[°C]	Empirische Konstante
β	[°]	Kontaktwinkel
γ	[°]	Kontaktwinkel Kreisscheibe - Formteil
δ	[°]	Phasenverschiebung
η	[Pa·s]	Viskosität
κ	[W/mk]	Wärmeleitfähigkeit
λ	[-]	Empirische Konstante (Di Benedetto)

λ	[μm]	Schichtdicke (viskose Scherung)
μ	[-]	Reibungszahl
ρ	[kg/m^3]	Dichte
σ	[-]	Mittlere Rauheit (Stribeck-Kurve)
σ	[N/mm^2]	Spannung
σ	[J/m^2]	Oberflächen-/Grenzflächenenergie (Kontaktwinkel)
φ	[-]	Faservolumengehalt
Φ	[-]	Porosität
ω	[$^\circ/\text{s}$]	Winkelgeschwindigkeit

11.3 Indizes

Index	Bedeutung
0	Zu Beginn; $r = 0$
∞	Unendlich; $r = 1$
A	Aktivierung
A	Adhäsion
ad	Adiabat
auto	Autokatalytisch
c	Composite
chr	Chromosomen
diff	Diffusiv
eff	Effektiv
end	Am Ende, final
f	Filament, Faser
g	Glasübergang
gel	Gelpunkt
gen	Generationen
GF	Glasfasern
H1–H6	Heizzone 1-6
IB	Injektionsbox
infl	Inflection
K	Kompaktierung
kin	Kinetisch
lv	Flüssig-gasförmig (liquid-vapour)
m	Matrix

max	Maximal
N	Normal
opt	optimal
pul	Pultrusion
R	Reibung
sl	Fest-flüssig (solid-liquid)
SP	(Tangenten-)Schnittpunkt
sv	Fest-gasförmig (solid-vapour)
tot	Total, gesamt
U	Umgebung
V	Viskos
WZ	Werkzeug
x/xx	x-Richtung
y/yy	y-Richtung
z/zz	z-Richtung
η	In Bezug auf die Viskosität

12 LITERATUR

- [AB00] ATARSIA, A.; BOUKHILI, R.: Effect of pulling speed on the size of the liquid, gel and solid zone during thermoset pultrusion. *Journal of Reinforced Plastics and Composites* 19 (2000) 18, S. 1493-1503
- [AGK+09] AWAJA, F.; GILBERT, M.; KELLY, G.; FOX, B.; PIGRAM, P.J.: Adhesion of polymers. *Progress in Polymer Science* 34 (2009) 9, S. 948-968
- [Ake16] VAN DEN AKER, R.: Efficient and high volume production of composite tailored blanks using UD and Crossply technology. *CFK Valley Stade Convention*. Stade, 2016
- [BAH14] BARAN, I.; AKKERMAN, R.; HATTEL, J.H.: Modelling the pultrusion process of an industrial L-shaped composite profile. *Composite Structures* 118 (2014) 1, S. 37-48
- [BAM+18] BARKANOV, E.; AKISHIN, P.; MIAZZA, N.L.; GALVEZ, S.; PANTELELIS, N.: Experimental validation of thermo-chemical algorithm for a simulation of pultrusion processes. In: *5th International Conference on Topical Problems of Continuum Mechanics*. Bristol: Iop Publishing Ltd, 2018 - ISSN: 1742-6588
- [BAN+20] BARKANOV, E.; AKISHIN, P.; NAMSONE, E.; BONDARCHUK, A.; PANTELELIS, N.: Real-Time Characterization of Pultrusion Processes with a Temperature Control. *Mechanics of Composite Materials* 56 (2020) 1, S. 135-148
- [BAN+21] BARKANOV, E.; AKISHIN, P.; NAMSONE, E.; AUZINS, J.; MOROZOV, A.: Optimization of Pultrusion Processes for an Industrial Application. *Mechanics of Composite Materials* 56 (2021) 6, S. 697-712
- [Bar15] BARAN, I.: *Pultrusion: state-of-the-art process models*. Shawbury: Smithers Rapra, 2015 - ISBN: 978-1-91024-242-1
- [Bat89] BATCH, G.L.: *Crosslinking free radical kinetics and the pultrusion processing of composites*. University of Minnesota, Dissertation, 1989
- [BBBM15] BRAMANTE, G.; BERTUCELLI, L.; BENVENUTI, A.; MEYER, K.J.: Polyurethan-Verbundstoffe - Mechanische Analyse von pultrudierten Laminaten. *PU magazin* 15 (2015) 3, S. 136-145
- [BCBO15] BABEAU, A.; COMAS-CARDONA, S.; BINETRUY, C.; ORANGE, G.: Modeling of heat transfer and unsaturated flow in woven fiber reinforcements during direct injection-pultrusion process of thermoplastic composites. *Composites Part A: Applied Science and Manufacturing* 77 (2015), S. 310-318

- [BCH+14] BARAN, I.; CARLONE, P.; HATTEL, J.H.; PALAZZO, G.S.; AKKERMAN, R.: The effect of product size on the pulling force in pultrusion. In: LARKIOLA, J. (Hrsg.): *Material Forming Esaform 2014*. Durnten-Zurich: Trans Tech Publications Ltd, 2014, S. 1763-1770 - ISBN: 978-3-03835-106-1
- [Bez17] BEZERRA, R.M.: *Modelling and Simulation of the Closed Injection Pultrusion Process*. Karlsruher Institut für Technologie, Dissertation, 2017
- [BH16] BEZERRA, R.M.; HENNINGS, F.: Modelling and simulation of the pultrusion process with closed injection and impregnation molds. *17th European Conference on Composite Materials*. München, 2016
- [BHA15] BARAN, I.; HATTEL, J.H.; AKKERMAN, R.: Investigation of process induced warpage for pultrusion of a rectangular hollow profile. *Composites Part B: Engineering* 68 (2015), S. 365-374
- [BHT13] BARAN, I.; HATTEL, J.H.; TUTUM, C.C.: Thermo-Chemical Modelling Strategies for the Pultrusion Process. *Applied Composite Materials* 20 (2013) 6, S. 1247-1263
- [Bla99] BLAUROCK, J.: *Zur Optimierung des Strangziehverfahrens für endlosfaserverstärkte, hochfeste Kunststoffprofile*. Institut für Kunststoffsverarbeitung, RWTH Aachen, Dissertation, 1999 - ISBN: 978-3-89653-429-3
- [BM93] BATCH, G.L.; MACOSKO, C.W.: Heat transfer and cure in pultrusion: model and experimental verification. *AIChE journal* 39 (1993) 7, S. 1228-1241
- [Bob13] BOBZIN, K.: *Oberflächentechnik für den Maschinenbau*. Weinheim: Wiley-VCH, 2013 - ISBN: 978-3-527-33018-8
- [BTH13a] BARAN, I.; TUTUM, C.C.; HATTEL, J.H.: The effect of thermal contact resistance on the thermosetting pultrusion process. *Composites Part B: Engineering* 45 (2013) 1, S. 995-1000
- [BTH13b] BARAN, I.; TUTUM, C.C.; HATTEL, J.H.: Optimization of the Thermosetting Pultrusion Process by Using Hybrid and Mixed Integer Genetic Algorithms. *Applied Composite Materials* 20 (2013) 4, S. 449-463
- [BTH16] BARAN, I.; TUTUM, C.C.; HATTEL, J.H.: Probabilistic analysis of a thermosetting pultrusion process. *Science and Engineering of Composite Materials* 23 (2016) 1, S. 67-76
- [BTNH13] BARAN, I.; TUTUM, C.C.; NIELSEN, M.W.; HATTEL, J.H.: Process induced residual stresses and distortions in pultrusion. *Composites Part B: Engineering* 51 (2013), S. 148-161

- [Car37] CARMAN, P.C.: Fluid flow through granular beds. *Chemical Engineering Research and Design* 75 (1937), S. S32-S48
- [CBHP13] CARLONE, P.; BARAN, I.; HATTEL, J.H.; PALAZZO, G.S.: Computational Approaches for Modeling the Multiphysics in Pultrusion Process. *Advances in Mechanical Engineering* 5 (2013), S. 1-14
- [CC02] COELHO, R.M.L.; CALADO, V.M.A.: An optimization procedure for the pultrusion process based on a finite element formulation. *Polymer Composites* 23 (2002) 3, S. 329-341
- [CH12] CONNOLLY, M.; HEBERER, D.: Advances in Polyurethane Pultrusion: Cure Modeling and 'Second Generation' Resin Systems. *ACMA Composites*. Las Vegas, Nevada, USA, 2012
- [CHN91] COLE, K.C.; HECHLER, J.J.; NOEL, D.: A new approach to modeling the cure kinetics of epoxy/amine thermosetting resins. 2. Application to a typical system based on bis[4-(diglycidylamino)phenyl]methane and bis(4-aminophenyl) sulfone. *Macromolecules* 24 (1991) 11, S. 3098-3110
- [CKSD05a] CONNOLLY, M.; KING, J.; SHIDAKER, T.; DUNCAN, A.: Pultruding polyurethane composite profiles: Practical guidelines for injection box design, component metering equipment and processing. *ACMA Composites*. Columbus, Ohio, USA, 2005
- [CKSD05b] CONNOLLY, M.; KING, J.; SHIDAKER, T.; DUNCAN, A.: Attention Pultruders: Is it time to explore polyurethane resin chemistry and processing? *Composites Manufacturing* (2005) August-Ausgabe, S. 18-23
- [CKSD06] CONNOLLY, M.; KING, J.; SHIDAKER, T.; DUNCAN, A.: Processing and characterization of pultruded polyurethane composites. *8th World Pultrusion Conference*. Budapest, Ungarn, 2006
- [CM92a] CHEN, C.-H.; MA, C.-C.M.: Pultruded fibre reinforced polyurethane composites I. process feasibility and morphology. *Composites Science and Technology* 45 (1992) 4, S. 335-344
- [CM92b] CHEN, C.-H.; MA, C.-C.M.: Pultruded fibre reinforced polyurethane composites II. Effect of processing parameters on mechanical and thermal properties. *Composites Science and Technology* 45 (1992) 4, S. 345-352
- [CM94] CHEN, C.-H.; MA, C.-C.M.: Pultruded fibre-reinforced polyurethane composites. III. Static mechanical, thermal, and dynamic mechanical properties. *Composites Science and Technology* 52 (1994) 3, S. 427-432

- [CPP07] CARLONE, P.; PALAZZO, G.S.; PASQUINO, R.: Pultrusion manufacturing process development: Cure optimization by hybrid computational methods. *Computers & Mathematics with Applications* 53 (2007) 9, S. 1464-1471
- [CS15a] CZICHOS, H.; SANTNER, E.: Tribologische Beanspruchung. In: CZICHOS, H.; HABIG, K.-H. (Hrsg.): *Tribologie-Handbuch - Tribometrie, Tribomaterialien, Tribotechnik*. Wiesbaden: Springer Vieweg, 2015 - ISBN: 978-3-8348-2236-9
- [CS15b] CZICHOS, H.; STURM, H.: Tribologische Mess- und Prüftechnik. In: CZICHOS, H.; HABIG, K.-H. (Hrsg.): *Tribologie-Handbuch - Tribometrie, Tribomaterialien, Tribotechnik*. Wiesbaden: Springer Vieweg, 2015 - ISBN: 978-3-8348-2236-9
- [CVL+03] COFFEE, H.D.; VAUGHN, J.; LACKEY, E.; LAMBACH, J.L.; BARKSBY, N.: Pultrusion of Fast-Gel Thermoset Polyurethanes: Processing Considerations and Mechanical Properties. *ACMA Composites*. Anaheim, Kalifornien, USA, 2003
- [CXCZ10] CHEN, X.K.; XIE, H.Q.; CHEN, H.; ZHANG, F.H.: Optimization for CFRP pultrusion process based on genetic algorithm-neural network. *International Journal of Material Forming* 3 (2010) 2, S. 1391-1399
- [Czi15a] CZICHOS, H.: Technik und Tribologie. In: CZICHOS, H.; HABIG, K.-H. (Hrsg.): *Tribologie-Handbuch - Tribometrie, Tribomaterialien, Tribotechnik*. Wiesbaden: Springer Vieweg, 2015 - ISBN: 978-3-8348-2236-9
- [Czi15b] CZICHOS, H.: Tribologische Systeme. In: CZICHOS, H.; HABIG, K.-H. (Hrsg.): *Tribologie-Handbuch - Tribometrie, Tribomaterialien, Tribotechnik*. Wiesbaden: Springer Vieweg, 2015 - ISBN: 978-3-8348-2236-9
- [Czi15c] CZICHOS, H.: Reibung. In: CZICHOS, H.; HABIG, K.-H. (Hrsg.): *Tribologie-Handbuch - Tribometrie, Tribomaterialien, Tribotechnik*. Wiesbaden: Springer Vieweg, 2015 - ISBN: 978-3-8348-2236-9
- [Dan66] DANTZIG, G.B.: *Lineare Programmierung und Erweiterungen*. Berlin, Heidelberg: Springer-Verlag, 1966 - ISBN: 978-3-540-03628-9
- [Dar56] DARCY, H.: *Les Fontaines publiques de la Ville de Dijon. Exposition et application des principes à suivre et des formules à employer dans les questions de distribution d'eau*. Paris: Librairie des corps impériaux des ponts et chaussées et des mines, 1856
- [Din01] DING, Z.: *Numerical and experimental analysis on Resin Injection Pultrusion (RIP) Process - using macroscopic and microscopic approaches*. Ohio State University, Dissertation, 2001 - ISBN: 978-0-493-34020-3
- [Dit15] DITTES, F.-M.: *Optimierung - Wie man aus allem das Beste macht*. Berlin, Heidelberg: Springer Vieweg, 2015 - ISBN: 978-3-642-53889-6

- [DLY+00] DING, Z.; LI, S.; YANG, H.; JAMES LEE, L.; ENGELEN, H.; PUCKETT, P.: Numerical and experimental analysis of resin flow and cure in resin injection pultrusion (RIP). *Polymer Composites* 21 (2000) 5, S. 762-778
- [DM19] DITTMANN, J.; MIDDENDORF, P.: Permeabilitätsmessungen bei technischen Textilien und die Durchführung von Benchmarkstudien. 26. *Stuttgarter Kunststoffkolloquium*. Stuttgart, 2019
- [Dom18] DOMÍNGUEZ, J.C.: Chapter 4 - Rheology and curing process of thermosets. In: GUO, Q. (Hrsg.): *Thermosets (Second Edition)*. Amsterdam: Elsevier, 2018, S. 115-146 - ISBN: 978-0-08-101021-1
- [DS17] DIETRICH, E.; SCHULZE, A.: Eignungsnachweis von Prüfprozessen. In: *Eignungsnachweis von Prüfprozessen*. München: Carl Hanser Verlag, 2017, S. I-XII - ISBN: 978-3-446-45124-7
- [DSOS18] DIAS, R.D.C.; SANTOS, L.D.; OUZIA, H.; SCHLEDJEWSKI, R.: Improving degree of cure in pultrusion process by optimizing die-temperature. *Materials Today Communications* 17 (2018), S. 362-370
- [Ehr06] EHRENSTEIN, G.W.: *Faserverbund-Kunststoffe - Werkstoffe, Verarbeitung, Eigenschaften*. München, Wien: Carl Hanser Verlag, 2006 - ISBN: 978-3-446-22716-3
- [Eng12] ENGELEN, H.: Development and Comparison of Resin Injection and Impregnation Chambers for Pultrusion. *11th World Pultrusion Conference*. Istanbul, Türkei, 2012
- [FBM+12] FIGUEIREDO, L.; BANDEIRA, P.; MENDES, A.; BASTOS, M.M.S.M.; MAGALHÃES, F.D.: Use of fluoropolymer permanent release coatings for molded polyurethane foam production. *Journal of Coatings Technology and Research* 9 (2012) 6, S. 757-764
- [Fre02] FREED, A.D.: *Modeling the pultrusion process to obtain low void fraction composites*. West Virginia University, Morgantown, West Virginia, USA, Masterarbeit, 2002
- [FRS+07] FERNANDEZ D'ARLAS, B.; RUEDA, L.; STEFANI, P.M.; DE LA CABA, K.; MONDRAGON, I.; ECEIZA, A.: Kinetic and thermodynamic studies of the formation of a polyurethane based on 1,6-hexamethylene diisocyanate and poly(carbonate-co-ester)diol. *Thermochimica Acta* 459 (2007) 1, S. 94-103
- [FWDA96] FOURNIER, J.; WILLIAMS, G.; DUCH, C.; ALDRIDGE, G.A.: Changes in Molecular Dynamics during Bulk Polymerization of an Epoxide-Amine System As Studied by Dielectric Relaxation Spectroscopy. *Macromolecules* 29 (1996) 22, S. 7097-7107

- [GCB+87] GUTOWSKI, T.G.; CAI, Z.; BAUER, S.; BOUCHER, D.; KINGERY, J.; WINEMAN, S.: Consolidation Experiments for Laminate Composites. *Journal of Composite Materials* 21 (1987) 7, S. 650-669
- [Geb92] GEBART, B.R.: Permeability of Unidirectional Reinforcements for RTM. *Journal of Composite Materials* 26 (1992) 8, S. 1100-1133
- [GMC87] GUTOWSKI, T.G.; MORIGAKI, T.; CAI, Z.: The Consolidation of Laminate Composites. *Journal of Composite Materials* 21 (1987) 2, S. 172-188
- [GPS00] GAUCHEL, J.V.; PETERS, L.; STARR, T.F.: Reinforcements for pultrusion. In: STARR, T.F. (Hrsg.): *Pultrusion for Engineers*. Woodhead Publishing Limited, 2000 - ISBN: 978-1-85573-425-7
- [GRV94] GORTHALA, R.; ROUX, J.A.; VAUGHAN, J.G.: Resin flow, cure and heat transfer analysis for pultrusion process. *Journal of Composite Materials* 28 (1994) 6, S. 486-506
- [HF15] HABIG, K.-H.; FISCHER, A.: Tribotechnische Werkstoffe. In: CZICHOS, H.; HABIG, K.-H. (Hrsg.): *Tribologie-Handbuch - Tribometrie, Tribomaterialien, Tribotechnik*. Wiesbaden: Springer Vieweg, 2015 - ISBN: 978-3-8348-2236-9
- [Hie01] HIEKE, A.: Verschleissfeste Antihafschichten auf Basis modifizierter diamantähnlicher Kohlenstoffschichten. *Vakuum in Forschung und Praxis* 13 (2001) 1, S. 9-13
- [HK17] HINZ, W.; KILIAN, B.: Neue Märkte für die PU-Pultrusion. *FAPU Fachmagazin für die Polyurethanindustrie* (2017) 100, S. 32-35
- [HM96] HALLEY, P.J.; MACKAY, M.E.: Chemorheology of thermosets - an overview. *Polymer Engineering & Science* 36 (1996) 5, S. 593-609
- [HMK+18] HOPMANN, C.; MANDERSCHIED, A.; KILIAN, B.; SCHNEIDER, D.; FISCHER, K.: Effiziente Verarbeitungstechnologien für Polyurethan-Leichtbau - Ansätze zur kosteneffizienten Herstellung endlosfaserverstärkter PUR-Profile. In: *Umdruck zum 29. Internationalen Kolloquium Kunststofftechnik*. Aachen: Institut für Kunststoffverarbeitung, 2018
- [HPHV14] HOPMANN, C.; PAULING, A.; HOLZ, C.; VISSING, K.: Untersuchungen an einer plasmapolymeren Werkzeugbeschichtung zur trennmittelfreien PUR-Entformung. *Journal of Plastics Technology* 10 (2014) 5, S. 165-187
- [HSF14] HOPMANN, C.; SCHNEIDER, P.; FISCHER, K.: Kontinuierliche Herstellung von Profilen mit faserverstärkten Decklagen und Schaumkern durch Pultrusion mit Polyurethan. *PU Magazin* 14 (2014) 2, S. 96-99

- [HSN+16] HOPMANN, C.; SCHNEIDER, P.; NEUHAUS, B.; GOESCHEL, J.; BÖTTCHER, A.: Neue Polyurethansysteme für die Produktion von Composite-Profilen. *Lightweight Design* 9 (2016) 5, S. 52-57
- [HTB+16] HOMUTH, M.; TÖLKE, T.; BEIER, O.; PFUCH, A.; SCHIMANSKI, A.: Entformen leicht gemacht - Antiadhäsive Beschichtungen auf Werkzeugoberflächen verbessern die Entformung. *Kunststoffe* 106 (2016) 7, S. 48-51
- [HWSF21a] HOPMANN, C.; WRUCK, L.; SCHNEIDER, D.; FISCHER, K.: Full Scale Investigation of the Resulting Flow Field in Injection-compression Pultrusion with a Transparent Die. *Pultrusion Conference 2021*. Online, 2021
- [HWSF21b] HOPMANN, C.; WRUCK, L.; SCHNEIDER, D.; FISCHER, K.: Flow field dynamics in pultrusion injection boxes. *JEC Composite Magazine* 141 (2021), S. 22-25
- [IHP+20] IRFAN, M.S.; HARRIS, D.; PAGET, M.A.; MA, T.; LEEK, C.; MACHAVARAM, V.R.; FERNANDO, G.F.: On-site evaluation of a modified pultrusion process: Fibre spreading and resin injection-based impregnation. *Journal of Composite Materials* 55 (2020) 1, S. 77-93
- [Irf13] IRFAN, M.S.: *Environmentally friendly pultrusion*. University of Birmingham, Dissertation, 2013
- [ISP+17] IRFAN, M.S.; SHOTTON-GALE, N.; PAGET, M.A.; MACHAVARAM, V.R.; LEEK, C.; WOOTTON, S.; HUDSON, M.; HELSMANS, S.; BOGONEZ, F.N.; PANDITA, S.D.; FERNANDO, G.F.: A modified pultrusion process. *Journal of Composite Materials* 51 (2017) 13, S. 1925-1941
- [JCC+01] JOSHI, R.R.; CHEOLAS, E.H.; CASSIDY, E.F.; KAROLY, W.J.; COFFEE, H.D.: Polyurethane based pultruded resins improve the environmental image of composite materials. *ACMA Composites*. Tampa, Florida, USA, 2001
- [JL01] JOSHI, S.C.; LAM, Y.: Three-dimensional finite-element/nodal-control-volume simulation of the pultrusion process with temperature-dependent material properties including resin shrinkage. *Composites Science and Technology* 61 (2001) 11, S. 1539-1547
- [JLT03] JOSHI, S.C.; LAM, Y.C.; WIN TUN, U.: Improved cure optimization in pultrusion with pre-heating and die-cooler temperature. *Composites Part A: Applied Science and Manufacturing* 34 (2003) 12, S. 1151-1159
- [JR06] JESWANI, A.L.; ROUX, J.A.: Numerical modelling of design parameters for manufacturing polyester/glass composites by resin injection pultrusion. *Polymers & Polymer Composites* 14 (2006) 7, S. 651-669

- [JR07] JESWANI, A.J.; ROUX, J.A.: Manufacturing modeling of three-dimensional resin injection pultrusion process control parameters for polyester/glass rovings composites. *Journal of Manufacturing Science and Engineering-Transactions of the Asme* 129 (2007) 1, S. 143-156
- [JR10a] JESWANI, A.L.; ROUX, J.A.: Impact of Fiber Volume Fraction and Resin Viscosity With Die-Detached Tapered Chamber in Resin Injection Pultrusion. *Journal of Manufacturing Science and Engineering-Transactions of the Asme* 132 (2010) 2, S. 11
- [JR10b] JESWANI, A.L.; ROUX, J.A.: Impact of pull speed on wetout for a detached injection chamber in resin injection pultrusion. *Journal of Porous Media* 13 (2010) 1, S. 13-27
- [JR11] JESWANI, A.L.; ROUX, J.A.: Effect of Injection Slot Location on Die-Detached Tapered Injection Chamber in Resin Injection Pultrusion. *Polymers & Polymer Composites* 19 (2011) 7, S. 513-525
- [JRV09] JESWANI, A.L.; ROUX, J.A.; VAUGHAN, J.G.: Multiple Injection Ports and Part Thickness Impact on Wetout of High Pull Speed Resin Injection Pultrusion. *Journal of Composite Materials* 43 (2009) 19, S. 1991-2009
- [Kal18] KALLERHOFF, H.: *Entwicklung eines Prüfstands zur prozessnahen Analyse des Einflusses der Oberflächenbeschichtung auf die Abzugskraft in einem Pultrusionswerkzeug*. Institut für Kunststoffverarbeitung, RWTH Aachen, Aachen, unveröffentlichte Masterarbeit, 2018 – Betreuer: B. Kilian, L. Wruck
- [KC12] KUSAKCI, A.O.; CAN, M.: Constrained Optimization with Evolutionary Algorithms: A Comprehensive Review. *Southeast Europe Journal of Soft Computing* 1 (2012) 2, S. 16-24
- [KFB20] KILIAN, B.; FRÖBEL, S.; BRÜNING, D.: Towards Process Optimisation of Polyurethane Pultrusion using 3D Simulation. In: HOPMANN, C.; DAHLMANN, R. (Hrsg.): *Advances in Polymer Processing 2020 - Proceedings of the International Symposium on Plastics Technology*. Berlin, Heidelberg: Springer Vieweg, 2020 - ISBN: 978-3-662-60809-8
- [KHJL97] KIM, D.-H.; HAN, P.-G.; JIN, G.-H.; LEE, W.I.: A model for thermosetting composite pultrusion process. *Journal of composite materials* 31 (1997) 20, S. 2105-2122
- [KKK98] KOMMU, S.; KHOMAMI, B.; KARDOS, J.L.: Modeling of injected pultrusion processes: A numerical approach. *Polymer Composites* 19 (1998) 4, S. 335-346
- [KM96] KIM, D.S.; MACOSKO, C.W.: Reaction Kinetics and Chemorheology of a Highly Reactive PU System. *Korea Polymer Journal* 4 (1996) 1, S. 54-60

- [Koz27] KOZENY, M.: Über kapillare Leitung des Wassers im Boden. *Sitzungsbericht Akademie der Wissenschaft, Wien* 136 (1927), S. 271-306
- [Kre18] KREBS, D.: *Grundlagen der Pultrusion zur Fertigung von FV-Bauteilen für die Anforderungen der automobilen Großserie*. Karlsruher Institut für Technologie, Dissertation, 2018
- [KS73] KAMAL, M.R.; SOUROUT, S.: Kinetics and thermal characterization of thermoset cure. *Polymer Engineering & Science* 13 (1973) 1, S. 59-64
- [LD14] LUCIO, B.; DE LA FUENTE, J.L.: Rheological cure characterization of an advanced functional polyurethane. *Thermochimica Acta* 596 (2014), S. 6-13
- [LD16] LUCIO, B.; DE LA FUENTE, J.L.: Kinetic and thermodynamic analysis of the polymerization of polyurethanes by a rheological method. *Thermochimica Acta* 625 (2016), S. 28-35
- [LDX+02] LI, S.; DING, Z.; XU, L.; LEE, L.J.; ENGELN, H.: Influence of heat transfer and curing on the quality of pultruded composites. I: Experimental. *Polymer Composites* 23 (2002) 5, S. 947-956
- [LH99] LIU, X.; HILLIER, W.: Heat transfer and cure analysis for the pultrusion of a fiberglass-vinyl ester I beam. *Composite structures* 47 (1999) 1-4, S. 581-588
- [Li01] LI, S.: *Experimental analysis of resin injection pultrusion*. Ohio State University, Dissertation, 2001
- [Lip21] LIPOCZI, G.: Correlation of Pultrusion Line Speed and Total Project Cost. *Pultrusion Conference 2021*. Online Conference organized by the American Composites Manufacturers Association (ACMA), 2021
- [LJL02] LI, J.; JOSHI, S.C.; LAM, Y.: Curing optimization for pultruded composite sections. *Composites Science and Technology* 62 (2002) 3, S. 457-467
- [LLJ03] LAM, Y.C.; LI, J.H.; JOSHI, S.C.: Simultaneous optimization of die-heating and pull-speed in pultrusion of thermosetting composites. *Polymer Composites* 24 (2003) 1, S. 199-209
- [LV94] LACKEY, E.; VAUGHAN, J.G.: An analysis of factors affecting pull force for the pultrusion of graphite/epoxy composites. *Journal of Reinforced Plastics and Composites* 13 (1994) 3, S. 188-198
- [LVR97] LACKEY, E.; VAUGHAN, J.G.; ROUX, J.A.: Experimental development and evaluation of a resin injection system for pultrusion. *Journal of Advanced Materials* 29 (1997) 1, S. 30-37

- [LWG+12] LI, M.; WANG, S.-K.; GU, Y.-Z.; LI, Y.-X.; POTTER, K.; ZHANG, Z.-G.: Evaluation of through-thickness permeability and the capillary effect in vacuum assisted liquid molding process. *Composites Science and Technology* 72 (2012) 8, S. 873-878
- [LXD+03a] LI, S.J.; XU, L.Q.; DING, Z.M.; LEE, L.J.; ENGELEN, H.: Experimental and theoretical analysis of pulling force in pultrusion and resin injection pultrusion (RIP) - Part 1: experimental. *Journal of Composite Materials* 37 (2003) 2, S. 163-189
- [LXD+03b] LI, S.; XU, L.; DING, Z.; LEE, L.J.; ENGELEN, H.: Experimental and theoretical analysis of pulling force in pultrusion and resin injection pultrusion (RIP)—Part II: modeling and simulation. *Journal of Composite Materials* 37 (2003) 3, S. 195-216
- [LYM+04] LU, M.; YE, L.; MAI, Y.W.; SMITH, C.; JOHNSTONE, B.: Study on Re-pull Force in Pultrusion Processes—II. Theoretical Analysis. In: YE, L.; MAI, Y.W.; SU, Z. (Hrsg.): *Composite Technologies for 2020*. Woodhead Publishing, 2004, S. 840-845 - ISBN: 978-1-85573-831-7
- [MB20] MEYER, F.; BURMEISTER, F.: Nanostrukturierte Systembeschichtung. *VDI Konstruktion* 07-08/2020 (2020), S. IW2-IW4
- [MC93] MA, C.C.M.; CHEN, C.H.: The Development of a Mathematical Model for the Pultrusion of Blocked Polyurethane Composites. *Journal of Applied Polymer Science* 50 (1993) 5, S. 759-764
- [Mic10] MICHAELI, W.: Pultrusion of Composite Profiles - Polyurethane (PU) as Alternative Matrix System. *Polymers & Polymer Composites* 18 (2010) 9, S. 537-542
- [Mic16] MICHAUD, V.: A Review of Non-saturated Resin Flow in Liquid Composite Moulding processes. *Transport in Porous Media* 115 (2016) 3, S. 581-601
- [MK08] MAY, C.; KOCH, A.: Overall Equipment Effectiveness (OEE) - Werkzeug zur Produktivitätssteigerung. *Zeitschrift der Unternehmensberatung (ZUb)* (2008) 6, S. 245-250
- [MKK99] MUSTAFA, I.; KHOMAMI, B.; KARDOS, J.L.: 3-D nonisothermal flow simulation model for injected pultrusion processes. *Aiche Journal* 45 (1999) 1, S. 151-163
- [MM08] MICHAELI, W.; MEYER, F.: Innovative Ansätze zur Pultrusion mit Polyurethanen. In: *Umdruck zum 24. Internationalen Kolloquium Kunststofftechnik*. Aachen: Institut für Kunststoffverarbeitung, 2008

- [MM76] MACOSKO, C.W.; MILLER, D.R.: A New Derivation of Average Molecular Weights of Nonlinear Polymers. *Macromolecules* 9 (1976) 2, S. 199-206
- [MP11] MICHAELI, W.; PREUß, T.: Pultrusion – Polyurethane (PU) as Alternative for Conventional Matrix Systems. *SAMPE International Conference 2011*. Long Beach, USA, 2011
- [MRJ11] MITLAPALLI, R.; ROUX, J.A.; JESWANI, A.L.: Chamber Length and Injection-Slot Location and Multiple Slots for Tapered Resin-Injection Pultrusion. *Journal of Porous Media* 14 (2011) 1, S. 17-31
- [MRJ12] MITLAPALLI, R.; ROUX, J.A.; JESWANI, A.L.: Impact of Chamber Length, Slot Width, and Part Thickness for Tapered Resin Injection Pultrusion. *Polymers & Polymer Composites* 20 (2012) 3, S. 223-235
- [MRKV96] MOSCHIAR, S.M.; REBOREDO, M.M.; KENNY, J.M.; VAZQUEZ, A.: Analysis of pultrusion processing of composites of unsaturated polyester resin with glass fibers. *Polymer Composites* 17 (1996) 3, S. 478-485
- [MRLV96] MOSCHIAR, S.; REBOREDO, M.; LARRONDO, H.; VAZQUEZ, A.: Pultrusion of epoxy matrix composites: pulling force model and thermal stress analysis. *Polymer Composites* 17 (1996) 6, S. 850-858
- [MRV98] MOSCHIAR, S.M.; REBOREDO, M.M.; VAZQUEZ, A.: 6 - Pultrusion Processing. In: CHEREMISINOFF, N.P. (Hrsg.): *Advanced Polymer Processing Operations*. Westwood, NJ: William Andrew Publishing, 1998, S. 126-156 - ISBN: 978-0-8155-1426-8
- [NC16] NETO, A.F.; COSTA, A.F.B.: Optimization of Pultrusion Process Parameters via Design of Experiments and Response Surface. *Quality and Reliability Engineering International* 32 (2016) 3, S. 1265-1274
- [NN02a] N.N.: *DIN EN 13706-1:2002 - Verstärkte Kunststoffverbundwerkstoffe - Spezifikationen für pultrudierte Profile*. Berlin: Beuth Verlag, 2002
- [NN02b] N.N.: *DIN EN 13706-3:2002 - Verstärkte Kunststoffverbundwerkstoffe - Spezifikationen für pultrudierte Profile - Teil 3: Besondere Anforderungen*. Berlin: Beuth Verlag, 2002
- [NN02c] N.N.: *Leitfaden zum Fähigkeitsnachweis von Messsystemen (Version 2.1)*. Q-DAS GmbH, Leitfaden aus der dt. Automobilindustrie, 2002
- [NN10a] N.N.: *Informe de Vigilancia Tecnológica - Principales avances en pultrusión y SMC*. Aimplas Instituto Tecnológico del Plástico, 2010

- [NN10b] N.N.: *DIN EN ISO 4287 - Geometrische Produktspezifikation (GPS) - Oberflächenbeschaffenheit: Tastschnittverfahren - Benennungen, Definitionen und Kenngrößen der Oberflächenbeschaffenheit*. Berlin: Beuth Verlag, 2010
- [NN15] N.N.: *Technisches Datenblatt Luvotrent TL HB-550*. Lehmann & Voss & Co. KG, 2015
- [NN16] N.N.: *Technisches Datenblatt StarRov 907*. Johns Manville Corp., 2016
- [NN17] N.N.: *EP20170195206: Pultrusion method for producing fibre-reinforced plastic profiled sections and pultrusion device*. Patentschrift, Europäisches Patentamt, 06.10.2017
- [NN18a] N.N.: *DE 10 2018 127 540 A1 Verfahren zur Bestimmung des Verhaltens von faserverstärkten Kunststoffen während der Herstellung, Vorrichtung und Anlage*. Patentschrift, Deutsches Patent- und Markenamt, 05.11.2018
- [NN18b] N.N.: *Technisches Datenblatt Desmodur PUL 10PL01*. Covestro Deutschland AG, 2015
- [NN18c] N.N.: *Datenblatt Massedruckmessumformer IMPACT Serie IE*. Gefran S.p.A., 2018
- [NN19a] N.N.: Harte Lösung für eine runde Sache. *Kunststoffe* 109 (2019) Ausgabe 12, S. 58
- [NN19b] N.N.: *Baydur PUL & Desmocomp - Tunable polyurethane resins for high-performance pultruded profiles*. Produktbroschüre, 2019
- [NN20] N.N.: *Technisches Datenblatt Baydur PUL 20PL10*. Covestro Deutschland AG, 2015
- [NN21a] N.N.: *Growth Opportunities in the Global Pultrusion Market 2021-2026*. Lucintel, 2021
- [NN21b] N.N.: *Technisches Datenblatt StarRov 090*. Johns Manville Corp., 2016
- [NN93] N.N.: *VDI 2221 - Methodik zum Entwickeln und Konstruieren technischer Systeme und Produkte*. VDI-Gesellschaft Produkt- und Prozessgestaltung, 1993
- [OR14] OSSWALD, T.; RUDOLPH, N.: *Polymer Rheology - Fundamentals and Applications*. München: Carl Hanser Verlag, 2014 - ISBN: 978-1-56990-517-3
- [Pat99] PATRAWALA, T.B.: *Decision support tool for costing of the pultrusion process*. West Virginia University, Morgantown, West Virginia, USA, Masterarbeit, 1999

- [PAZ02] PANTALEAO, A.V.; DEANDRADE, C.R.; ZAPAROLI, E.L.: The effect of anisotropic thermal conductivity on the pultrusion process simulation. *International Communications in Heat and Mass Transfer* 29 (2002) 5, S. 611-621
- [PC84] PRICE, H.L.; CUPSCHALK, S.G.: Pulling Force and its Variation in Composite-Materials Pultrusion. *Advances in Chemistry Series* (1984) 206, S. 301-322
- [PL11] PARK, C.H.; LEE, W.I.: Modeling void formation and unsaturated flow in liquid composite molding processes: a survey and review. *Journal of Reinforced Plastics and Composites* 30 (2011) 11, S. 957-977
- [PLB15] PAPAGEORGIOU, M.; LEIBOLD, M.; BUSS, M.: *Optimierung - Statische, dynamische, stochastische Verfahren für die Anwendung*. Berlin, Heidelberg: Springer Vieweg, 2015 - ISBN: 978-3-662-46936-1
- [PMN05] PRIME, R.B.; MICHALSKI, C.; NEAG, C.M.: Kinetic analysis of a fast reacting thermoset system. *Thermochimica Acta* 429 (2005) 2, S. 213-217
- [Pri79] PRICE, H.L.: *Curing and flow of thermosetting resins for composite material pultrusion*. Old Dominion University, Dissertation, 1979
- [PRJ13] PALIKHEL, D.R.; ROUX, J.A.; JESWANI, A.L.: Die-Attached Versus Die-Detached Resin Injection Chamber for Pultrusion. *Applied Composite Materials* 20 (2013) 1, S. 55-72
- [PS20] POMMER, C.; SINAPIUS, M.: Proof of Concept for Pultrusion Control by Cure Monitoring Using Resonant Ultrasound Spectroscopy. *Journal of Composites Science* 4 (2020) 3, S. 115
- [PVG+11] PEDREGOSA, F.; VAROQUAUX, G.; GRAMFORT, A.; MICHEL, V.; THIRION, B.; GRISEL, O.; BLONDEL, M.; PRETTENHOFER, P.; WEISS, R.; DUBOURG, V.; VANDERPLAS, J.; PASSOS, A.; COURNAPEAU, D.; BRUCHER, M.; PERROT, M.; DUCHESNAY, E.: Scikit-learn: Machine Learning in Python. *Journal of Machine Learning Research* 12 (2011), S. 2825-2830
- [PWM+19] PAPP, S.; WEIDINGER, W.; MEIR-HUBER, M.; ORTNER, B.; LANGS, G.; WAZIR, R.: *Handbuch Data Science - Mit Datenanalyse und Machine Learning Wert aus Daten generieren*. München: Carl Hanser Verlag, 2019 - ISBN: 978-3-446-45710-2
- [Qui20] QUINQUE, P.: *Simulationsgestützte Optimierung Pultrusion*. Covestro Deutschland AG, Unveröffentlichter Praktikumsbericht, 2020
- [Raf10] RAFFEL, B.: *Material model for the reaction kinetics of the polyurethane pultrusion system Baydur PUL 20PL07 + desmodur PUL 10PL01 measured in an isolated cup with Adiabatic Temperature Method and ATR-FTIR spectroscopy*. Covestro Deutschland AG, Unveröffentlichter Forschungsbericht, 2010

- [Raf17] RAFFEL, B.: *Modeling reaction kinetics of the pultrusion system Baydur PUL 20PL10 as an input for process simulation*. Covestro Deutschland AG, Unveröffentlichter Forschungsbericht, 2017
- [RF20] RAPS, D.; FRÖBEL, S.: *Spectroscopic and rheological characterisation of a stabilised PUR-system at low temperature for pultrusion processing using a Dual-Arrhenius model*. Covestro Deutschland AG, Unveröffentlichter Forschungsbericht, 2020
- [RR03] RAHATEKAR, S.S.; ROUX, J.A.: Numerical simulation of pressure variation and resin flow in injection pultrusion. *Journal of Composite Materials* 37 (2003) 12, S. 1067-1082
- [RRJ13] RANJIT, S.; ROUX, J.A.; JESWANI, A.L.: Impact of Injection Slot Width and Final Composite Thickness for Attached-Die and Detached-Die Tapered Resin Injection Pultrusion. *Applied Composite Materials* 20 (2013) 4, S. 431-448
- [RRVJ11] RANGA, B.K.; ROUX, J.A.; VAUGHAN, J.G.; JESWANI, A.L.: Effect of injection chamber length and pull speed of tapered resin injection pultrusion. *Journal of Reinforced Plastics and Composites* 30 (2011) 16, S. 1373-1387
- [SA15] SIMACEK, P.; ADVANI, S.G.: Simulating tape resin infiltration during thermoset pultrusion process. *Composites Part A: Applied Science and Manufacturing* 72 (2015), S. 115-126
- [Sai01] SAITTA, L.: Integrated Architectures for Machine Learning. In: PALIOURAS, G.; KARKALETSIS, V.; SPYROPOULOS, C.D. (Hrsg.): *Machine Learning and Its Applications*. Berlin, Heidelberg, New York: Springer-Verlag, 2001 - ISBN: 978-3-540-44673-6
- [SBPC12] SANTOS, L.; BISCAIA JR., E.C.; PAGANO, R.; CALADO, V.: CFD-optimization algorithm to optimize the energy transport in pultruded polymer composites. *Brazilian Journal of Chemical Engineering* 29 (2012) 3, S. 559-566
- [SCA18] SAFONOV, A.A.; CARLONE, P.; AKHATOV, I.: Mathematical simulation of pultrusion processes: A review. *Composite Structures* 184 (2018), S. 153-177
- [Sch13] SCHÖLDGEN, R.: *Inline-Imprägnieren und Hochtemperatur-Diaphragma-Umformen endlosfaserverstärkter Thermoplaste*. Institut für Kunststoffverarbeitung, RWTH Aachen, Dissertation, 2013 - ISBN: 978-3-86130-636-8
- [Sed20] SEDLAG, R.: *Persönliche Mitteilung*. Oerlikon Balzers Coating Germany GmbH, 09.11.2020

- [SFC+12] SILVA, F.J.G.; FERREIRA, F.; COSTA, C.; RIBEIRO, M.C.S.; MEIRA CASTRO, A.C.: Comparative study about heating systems for pultrusion process. *Composites Part B: Engineering* 43 (2012) 4, S. 1823-1829
- [SGS+20] SAFONOV, A.; GUSEV, M.; SARATOV, A.; KONSTANTINOV, A.; SERGEICHEV, I.; KONEV, S.; GUSEV, S.; AKHATOV, I.: Modeling of cracking during pultrusion of large-size profiles. *Composite Structures* 235 (2020), S. 111801
- [SJL+04] SMITH, C.; JOHNSTONE, B.; LU, M.; YE, L.; MAI, Y.W.: Study on Re-pull Force in Pultrusion Processes - I. Experimental Observations. In: YE, L.; MAI, Y.W.; SU, Z. (Hrsg.): *Composite Technologies for 2020*. Woodhead Publishing, 2004, S. 834-839 - ISBN: 978-1-85573-831-7
- [SK04] SRINIVASAGUPTA, D.; KARDOS, J.L.: Ecologically and economically conscious design of the injected pultrusion process via multi-objective optimization. *Modelling and Simulation in Materials Science and Engineering* 12 (2004) 3, S. S205-S219
- [SKJ03] SRINIVASAGUPTA, D.; KARDOS, J.L.; JOSEPH, B.: Rigorous Dynamic Model-Based Economic Design of the Injected Pultrusion Process with Controllability Considerations. *Journal of Composite Materials* 37 (2003) 20, S. 1851-1880
- [SKJ06] SRINIVASAGUPTA, D.; KARDOS, J.L.; JOSEPH, B.: Analysis of pull-force in injected pultrusion. *Journal of Advanced Materials* 38 (2006) 1, S. 39-46
- [SL03] SEBER, G.A.F.; LEE, A.J.: *Linear Regression Analysis*. New Jersey: John Wiley & Sons, 2003 - ISBN: 978-0-47172-219-9
- [SM01] SUMERAK, J.E.; MARTIN, J.D.: Pultrusion. In: MIRACLE, D.B.; DONALDSON, S.L. (Hrsg.): *ASM Handbook Composites*. Materials Park, Ohio, USA: ASM International, 2001, S. 550-564 - ISBN: 978-0-87170-703-1
- [SMG19] SELVARAYAN, S.; MILWICH, M.; GRESSER, G.: A novel method to characterise Pultrusion die dynamics. *Aachen-Dresden-Denkendorf International Textile Conference 2019*. Dresden, 2019
- [SMG21] SELVARAYAN, S.; MILWICH, M.; GRESSER, G.T.: Investigation of Pultrusion Die Dynamics using a Novel Rotating Core Method. *Pultrusion Conference*. Online, 2021
- [Som01] VAN SOMEREN, M.: Model Class Selection and Construction: Beyond the Procrustean Approach to Machine Learning Applications. In: PALIOURAS, G.; KARKALETSIS, V.; SPYROPOULOS, C.D. (Hrsg.): *Machine Learning and Its Applications*. Berlin, Heidelberg, New York: Springer Verlag, 2001, S. 196-217 - ISBN: 978-3-540-44673-6

- [SPCB15] SANTOS, L.S.; PAGANO, R.L.; CALADO, V.M.A.; BISCAIA, E.C.: Optimization of a Pultrusion Process using Finite Difference and Particle Swarm Algorithms. *Brazilian Journal of Chemical Engineering* 32 (2015) 2, S. 543-553
- [SPKJ03] SRINIVASAGUPTA, D.; POTARAJU, S.; KARDOS, J.L.; JOSEPH, B.: Steady state and dynamic analysis of a bench-scale injected pultrusion process. *Composites Part A: Applied Science and Manufacturing* 34 (2003) 9, S. 835-846
- [SRHS19] SANDBERG, M.; RASMUSSEN, F.S.; HATTEL, J.H.; SPANGENBERG, J.: Simulation of resin-impregnation, heat-transfer and cure in a resin-injection pultrusion process. *AIP Conference Proceedings* 2113 (2019) 1, S. 020022
- [SS00] SHAW-STEWART, D.; SUMERAK, J.E.: The pultrusion process. In: STARR, T.F. (Hrsg.): *Pultrusion for Engineers*. Woodhead Publishing Limited, 2000 - ISBN: 978-1-85573-425-7
- [SSE19] STRAUSS, S.; SENZ, A.; ELLINGER, J.: Comparison of the Processing of Epoxy Resins in Pultrusion with Open Bath Impregnation and Closed-Injection Pultrusion. *Journal of Composites Science* 3 (2019) 3, S. 87
- [ST02] SPAANS, R.D.; TEDESCO, J.S.: *Pultrusion Exotherm Study Gauge Sensitivity And Application To Process Engineering Problems*. AOC Resins, 2002
- [Sta00] STARR, T.: *Pultrusion for engineers*. Abington: Woodhead Publishing Limited, 2000 - ISBN: 978-1-85573-425-8
- [Str20] STRAUSS, S.: Pultrusion of Polyurethane - Processing, Applications, Research topics. *15th World Pultrusion Conference*. Antwerpen, Belgien, 2020
- [STS19] STRUZZIERO, G.; TEUWEN, J.J.E.; SKORDOS, A.A.: Numerical optimisation of thermoset composites manufacturing processes: A review. *Composites Part A: Applied Science and Manufacturing* 124 (2019), S. 1-13
- [Sum04] SUMERAK, J.E.: Tough Choices for Pultruders–Polyurethane for High Performance Pultrusions. *7th World Pultrusion Conference*. Schiphol, Niederlande, 2004
- [Sum12] SUMERAK, J.E.: Pultrusion Process Troubleshooting. In: WAGNER JR., J.R. (Hrsg.): *Handbook of Troubleshooting Plastics Processes*. Co-published by John Wiley & Sons, Inc. Hoboken, New Jersey, and Scrivener Publishing LLC, Salem, Massachusetts, 2012, S. 407-439 - ISBN: 978-0-470-63922-1
- [SW20] STRAUSS, S.; WILHELM, F.: Development of a Flexible Injection and Impregnation Chamber for Pultrusion of High Reactive Resins. *Procedia Manufacturing* 47 (2020), S. 956-961

- [SYB+21] SANDBERG, M.; YUKSEL, O.; BARAN, I.; HATTEL, J.H.; SPANGENBERG, J.: Numerical and experimental analysis of resin-flow, heat-transfer, and cure in a resin-injection pultrusion process. *Composites Part A: Applied Science and Manufacturing* 143 (2021), S. 1-15
- [TBD14] TUTUM, C.C.; BARAN, I.; DEB, K.: Optimum design of pultrusion process via evolutionary multi-objective optimization. *International Journal of Advanced Manufacturing Technology* 72 (2014) 9-12, S. 1205-1217
- [TBRC20] TUCCI, F.; BEZERRA, R.; RUBINO, F.; CARLONE, P.: Multiphase flow simulation in injection pultrusion with variable properties. *Materials and Manufacturing Processes* 35 (2020) 2, S. 1-11
- [TDB15] TUTUM, C.C.; DEB, K.; BARAN, I.: Constrained Efficient Global Optimization for Pultrusion Process. *Materials and Manufacturing Processes* 30 (2015) 4, S. 538-551
- [TERC20] TUCCI, F.; ESPERTO, V.; RUBINO, F.; CARLONE, P.: Experimental Measurement of the Resistant Load in Injection Pultrusion Processes. *Procedia Manufacturing* 47 (2020), S. 148-153
- [TG97] TORGO, L.; GAMA, J.: Regression using classification algorithms. *Intelligent Data Analysis* 1 (1997) 1, S. 275-292
- [Uh105] UHLIG, K.: *Polyurethan-Taschenbuch*. München, Wien: Carl Hanser Verlag, 2005 - ISBN: 978-3-446-40307-9
- [Uh115] UHLMANN, E.: Tribologie in der Produktionstechnik. In: CZICHOS, H.; HABIG, K.-H. (Hrsg.): *Tribologie-Handbuch - Tribometrie, Tribomaterialien, Tribotechnik*. Wiesbaden: Springer Vieweg, 2015 - ISBN: 978-3-8348-2236-9
- [URL17] N.N.: *Polyurethane-based advances offer competitive edge in strength, reliability and costs*. URL: <http://www.dowaksa.com/vestas-selects-dowaksa-to-support-rapid-global-growth-of-wind-energy/>, 2017
- [URL19] N.N.: *OEE Industry Standard*. URL: <http://oeestandard.com/>, 2019
- [URL21a] N.N.: *Scikit-Learn 0.24.2: Gradient Tree Boosting*. URL: <https://scikit-learn.org/stable/modules/ensemble.html#gradient-tree-boosting>, 11.12.2021
- [URL21b] N.N.: *SciPy v1.6.3 Reference Guide - scipy.optimize.linprog(method='simplex')*. URL: <https://docs.scipy.org/doc/scipy/reference/optimize.linprog-simplex.html>, 11.12.2021

- [URL21c] N.N.: *Balinit Croma/CromaPlus*. URL: https://www.oerlikon.com/balzers/de/de/portfolio/balzers-oberflaechenloesungen/pvd-und-pacvd-basierte-beschichtungsloesungen/balinit/crn-basiert/balinit-verschleisschutz-durch-duennfilmbeschichtung-croma-croma-plus/?tab=specifications_33, 11.12.2021
- [URL21d] N.N.: *Warum Topocrom*. URL: <https://www.topocrom.com/oberflaechenbeschichtung/warum-topocrom>, 11.12.2021
- [VJK99] VOORAKARANAM, S.; JOSEPH, B.; KARDOS, J.L.: Modeling and control of an injection pultrusion process. *Journal of Composite Materials* 33 (1999) 13, S. 1173-1204
- [VRV96] VALLIAPPAN, M.; ROUX, J.A.; VAUGHAN, J.G.: Temperature and cure in pultruded composites using multi-step reaction model for resin. *Journal of Reinforced Plastics and Composites* 15 (1996) 3, S. 295-321
- [VTC+21] VEDERNIKOV, A.; TUCCI, F.; CARLONE, P.; GUSEV, S.; KONEV, S.; FIRSOV, D.; AKHATOV, I.; SAFONOV, A.: Effects of pulling speed on structural performance of L-shaped pultruded profiles. *Composite Structures* 255 (2021), S. 1-9
- [Wei15] WEICKER, K.: *Evolutionäre Algorithmen*. Wiesbaden: Springer Vieweg, 2015 - ISBN: 978-3-658-09958-9
- [Wei20] WEIGEL, K.: *Persönliche Mitteilung*. Fraunhofer-Institut für Schicht- und Oberflächentechnik IST, Braunschweig, 29.09.2020
- [WG08] WANG, Y.; GROVE, S.M.: Modelling microscopic flow in woven fabric reinforcements and its application in dual-scale resin infusion modelling. *Composites Part A: Applied Science and Manufacturing* 39 (2008) 5, S. 843-855
- [WM19] WITTEN, E.; MATHES, V.: *Composites-Marktbericht 2019 - Der Markt für Glasfaserverstärkte Kunststoffe (GFK) 2019*. Industrievereinigung Verstärkte Kunststoffe (AVK) e.V., 2019
- [WM20] WITTEN, E.; MATHES, V.: *Der Markt für Glasfaserverstärkte Kunststoffe (GFK) 2020*. Industrievereinigung Verstärkte Kunststoffe (AVK) e.V., 2020
- [YCL06] YEN, C.-C.; CHEN, C.-H.; LUE, J.-Y.: In-situ pultrusion of urea-formaldehyde matrix composites. II: Effect of processing variables on mechanical properties. *Polymer Composites* 27 (2006) 1, S. 8-14
- [YL08] YUN, M.S.; LEE, W.I.: Analysis of pulling force during pultrusion process of phenolic foam composites. *Composites Science and Technology* 68 (2008) 1, S. 140-146

- [YSB+21] YUKSEL, O.; SANDBERG, M.; BARAN, I.; ERSOY, N.; HATTEL, J.H.; AKKERMANN, R.: Material characterization of a pultrusion specific and highly reactive polyurethane resin system: Elastic modulus, rheology, and reaction kinetics. *Composites Part B: Engineering* 207 (2021), S. 1-10

13 ANHANG

13.1 Anhang zu Kapitel 5 (Imprägnierung)

13.1.1 Vergleich von Soll- und Ist-Temperaturen bei den Pultrusionsversuchen mit der variablen Injektionsbox

v_{pul} [m/min]	Soll-Temperaturen [°C]					
	H1	H2	H3	H4	H5	H6
0,25	58	125	159	176	179	171
0,50	58	125	159	176	179	171
0,75	58	125	159	176	179	171
1,00	71	138	175	196	199	192
1,25	71	138	175	196	199	192
1,50	84	150	190	213	219	213
1,75	84	150	190	213	219	213
2,00	84	150	190	213	219	213
2,50	84	150	190	213	219	213

Tabelle 13.1: Soll-Temperaturen der Pultrusionsversuche mit der verstellbaren Injektionsbox für die Heizzonen H_i

Table 13.1: Set temperatures of the pultrusion trials with the adjustable injection box for heating zones H_i

Datum	α [°]	v_{pul} [m/min]	VK	Ist-Temperaturen Heizelemente unten [°C]					
				H1	H2	H3	H4	H5	H6
19.11.19	3	0,25	1	60,3	126,1	161,7	178,6	181,2	173,5
19.11.19	3	0,50	1	61,3	124,0	159,9	178,9	182,3	171,0
19.11.19	3	0,75	1	59,8	124,0	160,4	177,8	180,1	173,5
19.11.19	3	0,75	1	59,7	124,1	161,0	178,2	181,1	174,5
20.11.19	3	0,75	1	60,3	124,5	162,0	178,7	182,1	174,5
20.11.19	3	1,00	1	70,9	136,1	175,2	196,1	201,6	194,8
20.11.19	3	1,25	1	71,0	137,5	175,3	196,8	200,2	192,2
20.11.19	3	1,50	1	82,3	143,1	189,6	213,5	220,5	213,1
20.11.19	3	1,75	1	82,7	139,0	188,7	212,3	220,5	213,4
20.11.19	3	2,00	1	81,8	135,0	187,3	212,6	220,4	213,4
25.11.19	5	0,25	1	59,9	125,8	161,7	178,7	181,4	174,0
25.11.19	5	0,50	1	59,9	125,1	161,7	178,4	181,3	172,6
25.11.19	5	0,75	1	60,4	124,4	161,5	178,4	181,6	171,6
25.11.19	5	1,00	1	71,3	135,9	176,7	197,5	200,5	192,0
25.11.19	5	1,25	1	71,0	136,6	175,4	197,2	200,7	192,4
27.11.19	7	0,25	1	61,2	127,0	161,9	178,8	182,6	174,5
27.11.19	7	0,50	1	59,3	125,6	161,8	177,8	182,2	174,0

27.11.19	7	0,75	1	59,7	124,2	160,8	178,5	181,6	172,6
27.11.19	7	1,00	1	70,8	135,6	176,4	198,5	201,2	194,5
27.11.19	7	1,25	1	71,2	137,3	174,6	197,1	201,4	192,6
27.11.19	7	1,50	1	82,0	144,3	189,3	213,4	220,5	215,1
27.11.19	7	1,75	1	81,9	142,7	188,3	213,5	220,5	213,4
27.11.19	7	2,00	1	82,2	140,7	188,2	212,5	220,9	213,3
28.11.19	5	1,00	1	71,4	135,7	174,9	198,4	201,6	192,4
28.11.19	5	1,25	1	70,9	134,5	174,9	197,1	200,6	192,3
28.11.19	5	1,50	1	82,6	145,1	189,4	214,1	220,2	214,3
28.11.19	5	1,75	1	81,2	143,2	188,3	213,5	220,2	213,4
28.11.19	5	2,00	1	82,8	141,0	187,8	212,3	220,7	213,5
21.07.20	3	1,00	2	71,3	137,0	175,8	196,8	201,2	193,2
21.07.20	5	1,00	2	71,2	136,6	176,8	196,9	201,3	193,8
21.07.20	7	1,00	2	71,1	136,4	176,8	196,6	201,2	193,8
21.07.20	7	1,50	2	83,3	150,0	189,1	212,8	220,7	214,5
21.07.20	5	1,50	2	83,9	150,0	189,6	213,5	221,7	214,9
21.07.20	3	1,50	2	83,7	150,0	189,9	213,1	221,0	213,7
22.07.20	3	2,00	2	82,9	145,0	188,0	212,4	221,0	214,8
22.07.20	5	2,00	2	82,6	145,0	187,7	212,5	220,7	213,5
22.07.20	7	2,00	2	83,4	146,0	187,7	212,2	220,8	214,2
22.07.20	7	2,50	2	83,5	138,2	181,2	207,9	219,7	214,3
22.07.20	5	2,50	2	83,4	139,0	187,1	211,3	219,8	214,7
22.07.20	3	2,50	2	83,6	139,9	189,2	211,8	220,8	213,0

Tabelle 13.2: Ist-Temperaturen der unteren Heizelemente bei den Pultrusionsversuchen mit der verstellbaren Injektionsbox

Table 13.2: Actual temperatures of the lower heating elements during the pultrusion trials with the adjustable injection box

Datum	α [°]	v_{pul} [m/min]	VK	Ist-Temperaturen Heizelemente oben [°C]					
				H1	H2	H3	H4	H5	H6
19.11.19	3	0,25	1	60,6	127,0	158,6	177,7	179,9	173,2
19.11.19	3	0,50	1	60,0	126,1	156,8	176,9	181,2	172,7
19.11.19	3	0,75	1	59,1	124,6	156,8	177,3	180,6	172,9
19.11.19	3	0,75	1	59,5	125,9	157,8	177,6	180,9	171,9
20.11.19	3	0,75	1	59,6	124,6	159,8	176,9	179,8	172,4
20.11.19	3	1,00	1	71,7	138,2	172,5	195,9	200,3	192,8
20.11.19	3	1,25	1	71,1	136,4	172,4	196,4	200,3	193,7
20.11.19	3	1,50	1	83,1	148,1	187,5	213,0	220,3	214,3
20.11.19	3	1,75	1	82,7	147,5	187,6	212,3	220,4	214,3
20.11.19	3	2,00	1	83,7	147,0	187,2	211,4	220,2	214,4
25.11.19	5	0,25	1	59,8	126,0	161,2	177,0	180,7	172,5
25.11.19	5	0,50	1	60,4	125,7	161,1	177,1	180,0	172,7
25.11.19	5	0,75	1	59,8	125,1	160,9	177,3	181,2	172,5
25.11.19	5	1,00	1	72,3	137,3	176,7	197,3	200,9	192,9
25.11.19	5	1,25	1	71,9	136,6	175,6	196,5	200,6	193,8
27.11.19	7	0,25	1	61,1	127,1	161,1	177,4	181,1	173,7

27.11.19	7	0,50	1	60,6	126,2	161,7	177,1	180,0	172,5
27.11.19	7	0,75	1	59,9	125,3	160,5	177,0	180,8	172,7
27.11.19	7	1,00	1	72,2	135,9	176,2	197,6	200,0	194,3
27.11.19	7	1,25	1	71,5	136,0	175,0	196,6	200,0	193,3
27.11.19	7	1,50	1	83,7	147,4	190,6	213,0	220,1	214,3
27.11.19	7	1,75	1	82,8	149,0	190,1	212,3	220,5	214,4
27.11.19	7	2,00	1	83,4	148,3	191,2	211,8	220,2	214,6
28.11.19	5	1,00	1	70,7	137,0	174,5	195,9	201,4	193,7
28.11.19	5	1,25	1	71,3	136,8	175,6	196,4	200,6	193,5
28.11.19	5	1,50	1	82,7	148,1	190,9	213,1	220,3	214,0
28.11.19	5	1,75	1	82,7	149,5	190,6	212,7	220,6	214,3
28.11.19	5	2,00	1	82,7	148,7	190,9	212,1	220,5	214,8
21.07.20	3	1,00	2	71,7	136,5	175,5	197,1	200,9	193,2
21.07.20	5	1,00	2	71,5	137,4	175,2	197,0	200,7	193,8
21.07.20	7	1,00	2	73,1	137,2	176,3	197,5	201,2	193,8
21.07.20	7	1,50	2	84,4	147,6	188,6	213,3	220,5	214,5
21.07.20	5	1,50	2	83,8	147,1	189,1	213,2	220,5	214,9
21.07.20	3	1,50	2	83,6	147,7	189,7	213,7	220,0	213,7
22.07.20	3	2,00	2	83,6	149,4	187,9	212,4	221,0	214,8
22.07.20	5	2,00	2	83,0	149,8	187,8	212,4	219,6	213,5
22.07.20	7	2,00	2	83,6	149,2	187,8	212,5	220,0	214,2
22.07.20	7	2,50	2	83,8	140,1	180,7	210,8	219,9	214,3
22.07.20	5	2,50	2	83,3	143,0	186,2	211,3	219,2	214,7
22.07.20	3	2,50	2	83,3	143,2	188,2	211,8	219,3	213,0

Tabelle 13.3: Ist-Temperaturen der oberen Heizelemente bei den Pultrusionsversuchen mit der verstellbaren Injektionsbox

Table 13.3: Actual temperatures of the upper heating elements during the pultrusion trials with the adjustable injection box

13.1.2 Beurteilung der Prozessstabilität bei den Pultrusionsversuchen mit der variablen Injektionsbox

Datum	α [°]	v_{pul} [m/min]	VK	T_{Umgebung} [°C]	Gelzeit [min]	I-Box dicht?	Stabiler Prozesspunkt?
19.11.19	3	0,25	1	20,6	22	ja	ja
19.11.19	3	0,50	1	20,6		ja	ja
19.11.19	3	0,75	1	20,6		ja	ja
19.11.19	3	0,75	1	20,6		ja	ja
20.11.19	3	0,75	1	23,3		ja	ja
20.11.19	3	1,00	1	23,3		ja	nein (pwz fallend)
20.11.19	3	1,25	1	23,3		ja	ja
20.11.19	3	1,50	1	23,3		ja	ja
20.11.19	3	1,75	1	23,3		ja	ja
20.11.19	3	2,00	1	23,3		ja	ja
25.11.19	5	0,25	1	21,3		nein	ja
25.11.19	5	0,50	1	21,3		nein	nein (pwz steigend)
25.11.19	5	0,75	1	21,3		nein	ja

25.11.19	5	1,00	1	21,3		nein	ja
25.11.19	5	1,25	1	21,3		nein	ja
27.11.19	7	0,25	1	24,5		ja	nein (p _{IB} und p _{WZ} steigend)
27.11.19	7	0,50	1	24,5		ja	nein (p _{IB} und p _{WZ} steigend)
27.11.19	7	0,75	1	24,5		ja	nein (p _{WZ} fallend)
27.11.19	7	1,00	1	24,5		ja	nein (p _{WZ} fallend)
27.11.19	7	1,25	1	24,5		ja	ja
27.11.19	7	1,50	1	24,5		ja	ja
27.11.19	7	1,75	1	24,5		ja	ja
27.11.19	7	2,00	1	24,5		ja	nein (p _{WZ} fallend)
28.11.19	5	1,00	1	23,1	21	ja	ja
28.11.19	5	1,25	1	23,1		ja	nein (p _{WZ} fallend)
28.11.19	5	1,50	1	23,1		ja	ja
28.11.19	5	1,75	1	23,1		ja	ja
28.11.19	5	2,00	1	23,1		ja	ja
21.07.20	3	1,00	2	25,0		k.A.	ja
21.07.20	5	1,00	2	25,2		k.A.	nein (p _{IB} und p _{WZ} steigend)
21.07.20	7	1,00	2	26,4		k.A.	nein (p _{IB} und p _{WZ} steigend)
21.07.20	7	1,50	2	27,9		k.A.	ja
21.07.20	5	1,50	2	27,2		k.A.	nein (p _{IB} und p _{WZ} fallend)
21.07.20	3	1,50	2	28,4		k.A.	nein (p _{WZ} fallend)
22.07.20	3	2,00	2	25,0		k.A.	ja
22.07.20	5	2,00	2	24,9		k.A.	nein (p _{IB} und p _{WZ} steigend)
22.07.20	7	2,00	2	24,7		k.A.	ja
22.07.20	7	2,50	2	25,8		k.A.	nein (p _{WZ} fallend)
22.07.20	5	2,50	2	25,8		k.A.	nein (p _{WZ} fallend)
22.07.20	3	2,50	2	26,0		k.A.	ja

Tabelle 13.4: Übersicht der Prozessstabilität und Umgebungstemperaturen bei den Pultrusionsversuchen mit der verstellbaren Injektionsbox

Table 13.4: Overview of process stability and ambient conditions during the pultrusion trials with the adjustable injection box

13.1.3 Entnahmepositionen für die Prüfungen der hergestellten Muster mit der variablen Injektionsbox

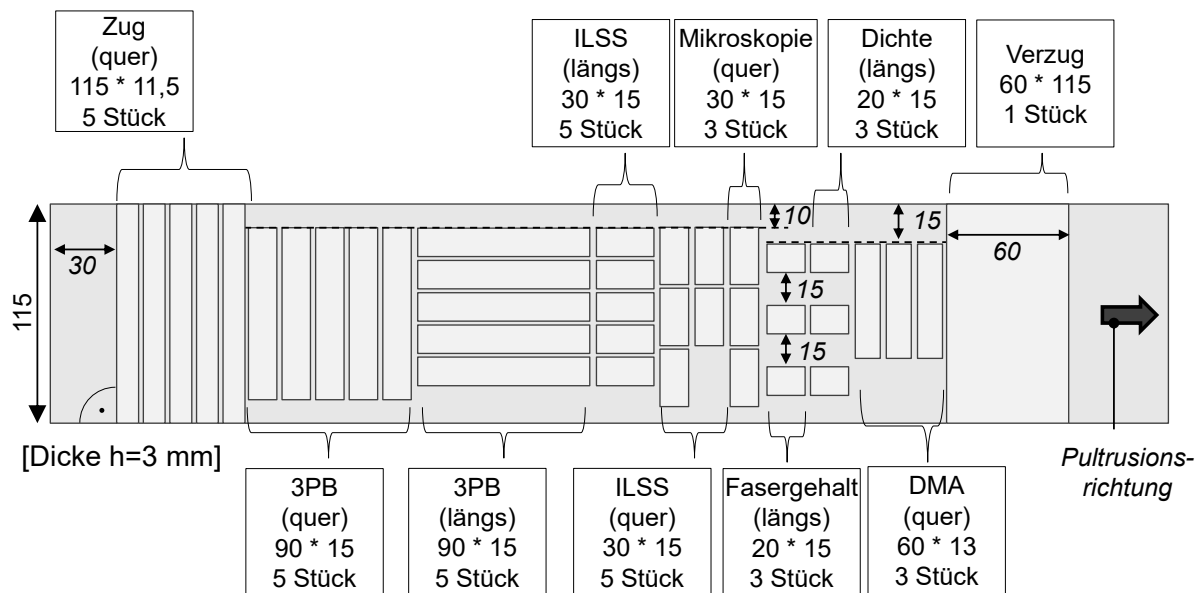


Bild 13.1: Entnahmepositionen für die Prüfungen der hergestellten Muster mit der variablen Injektionsbox

Fig. 13.1: Sampling positions for testing of the profiles produced with the adjustable injection box

13.1.4 Mikroskopieaufnahmen der hergestellten Muster mit der variablen Injektionsbox

$\alpha = 3^\circ$ (VK 1)
 $v_{pul} = 0,25$ m/min



$\alpha = 3^\circ$ (VK 1)
 $v_{pul} = 1,0$ m/min



$\alpha = 3^\circ$ (VK 1)
 $v_{pul} = 2,0$ m/min



Bild 13.2: Repräsentative Mikroskopieaufnahmen für $\alpha = 3^\circ$ und verschiedene v_{pul}

Fig. 13.2: Representative microscopic pictures for $\alpha = 3^\circ$ and various v_{pul}

$\alpha = 5^\circ$ (VK 1)
 $v_{\text{pul}} = 0,25 \text{ m/min}$

$\alpha = 5^\circ$ (VK 1)
 $v_{\text{pul}} = 1,0 \text{ m/min}$

$\alpha = 5^\circ$ (VK 1)
 $v_{\text{pul}} = 2,0 \text{ m/min}$

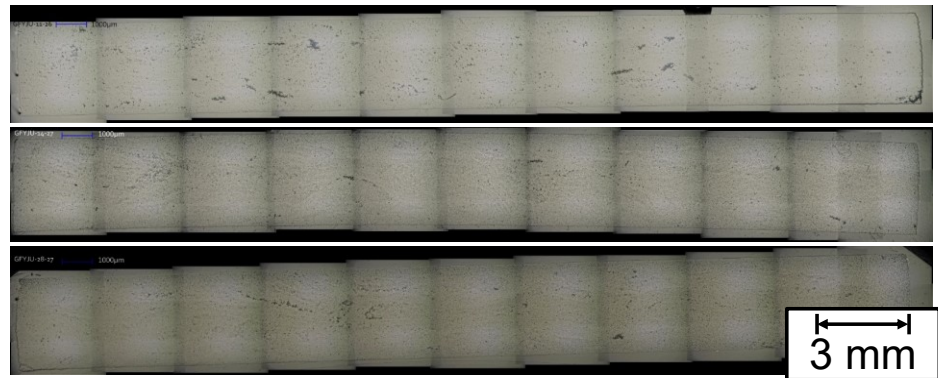


Bild 13.3: Repräsentative Mikroskopieaufnahmen für $\alpha = 5^\circ$ und verschiedene v_{pul}

Fig. 13.3: Representative microscopic pictures for $\alpha = 5^\circ$ and various v_{pul}

$\alpha = 7^\circ$ (VK 1)
 $v_{\text{pul}} = 0,25 \text{ m/min}$

$\alpha = 7^\circ$ (VK 1)
 $v_{\text{pul}} = 1,0 \text{ m/min}$

$\alpha = 7^\circ$ (VK 1)
 $v_{\text{pul}} = 2,0 \text{ m/min}$

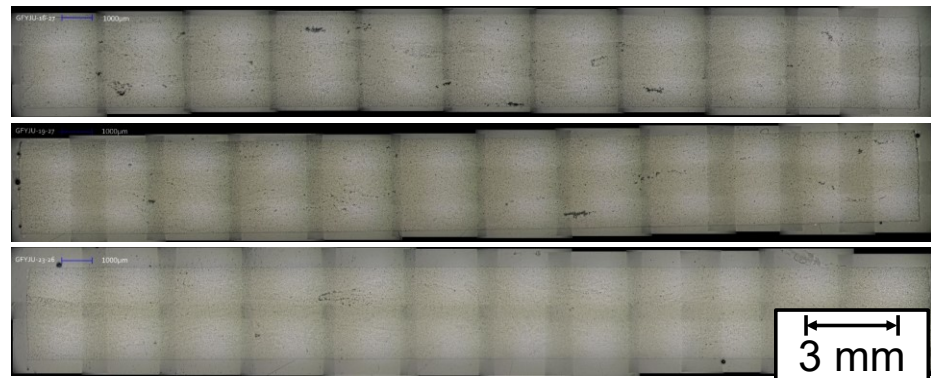


Bild 13.4: Repräsentative Mikroskopieaufnahmen für $\alpha = 7^\circ$ und verschiedene v_{pul}

Fig. 13.4: Representative microscopic pictures for $\alpha = 7^\circ$ and various v_{pul}

$\alpha = 3^\circ$ (VK 2)
 $v_{\text{pul}} = 1,0 \text{ m/min}$

$\alpha = 5^\circ$ (VK 2)
 $v_{\text{pul}} = 1,0 \text{ m/min}$

$\alpha = 7^\circ$ (VK 2)
 $v_{\text{pul}} = 1,0 \text{ m/min}$

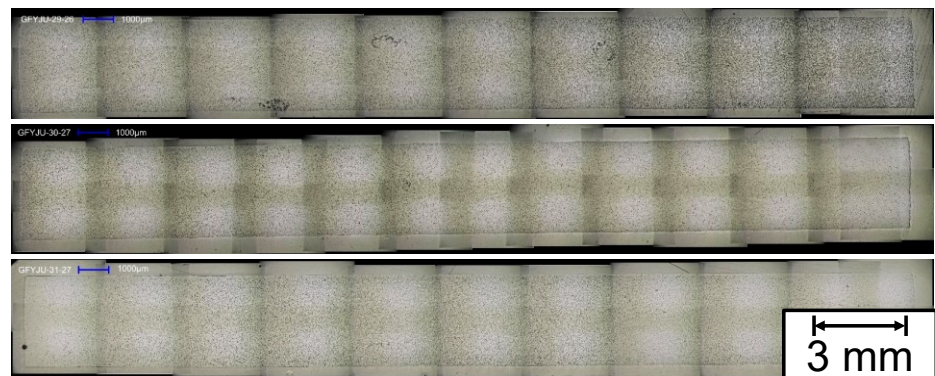


Bild 13.5: Repräsentative Mikroskopieaufnahmen für $v_{\text{pul}} = 1,0 \text{ m/min}$ und verschiedene α (VK 2)

Fig. 13.5: Representative microscopic pictures for $v_{\text{pul}} = 1,0 \text{ m/min}$ and various α (VK 2)

$\alpha = 3^\circ$ (VK 2)
 $v_{\text{pul}} = 1,5 \text{ m/min}$

$\alpha = 5^\circ$ (VK 2)
 $v_{\text{pul}} = 1,5 \text{ m/min}$

$\alpha = 7^\circ$ (VK 2)
 $v_{\text{pul}} = 1,5 \text{ m/min}$

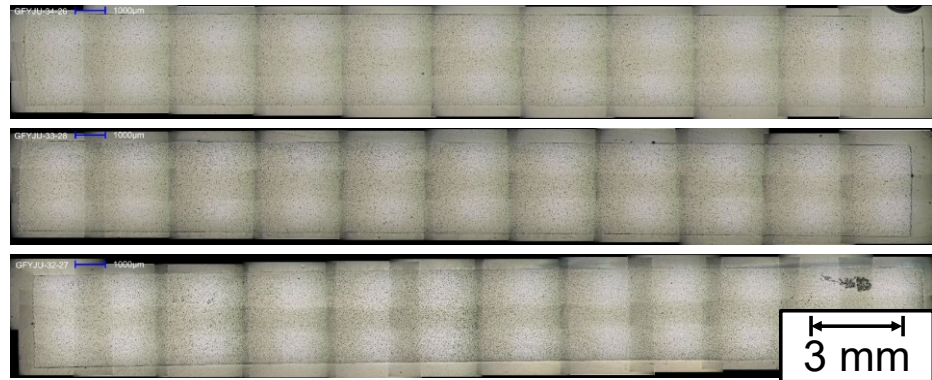


Bild 13.6: Repräsentative Mikroskopieaufnahmen für $v_{\text{pul}} = 1,5 \text{ m/min}$ und verschiedene α (VK 2)

Fig. 13.6: Representative microscopic pictures for $v_{\text{pul}} = 1,5 \text{ m/min}$ and various α (VK 2)

$\alpha = 3^\circ$ (VK 2)
 $v_{\text{pul}} = 2,0 \text{ m/min}$

$\alpha = 5^\circ$ (VK 2)
 $v_{\text{pul}} = 2,0 \text{ m/min}$

$\alpha = 7^\circ$ (VK 2)
 $v_{\text{pul}} = 2,0 \text{ m/min}$

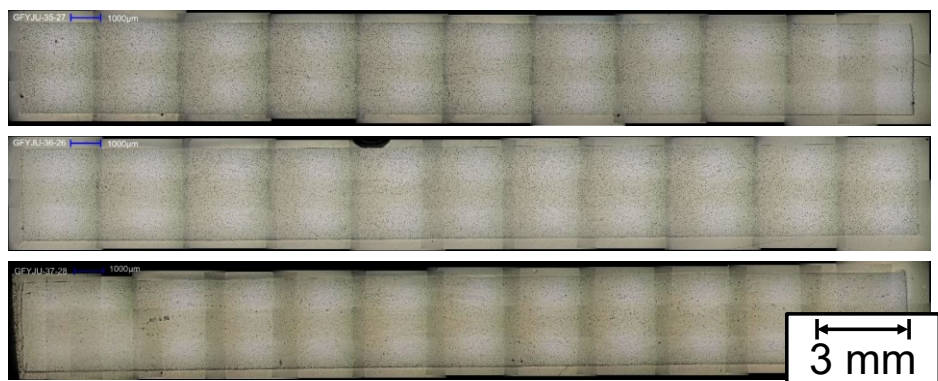


Bild 13.7: Repräsentative Mikroskopieaufnahmen für $v_{\text{pul}} = 2,0 \text{ m/min}$ und verschiedene α (VK 2)

Fig. 13.7: Representative microscopic pictures for $v_{\text{pul}} = 2,0 \text{ m/min}$ and various α (VK 2)

$\alpha = 3^\circ$ (VK 2)
 $v_{\text{pul}} = 2,5 \text{ m/min}$

$\alpha = 5^\circ$ (VK 2)
 $v_{\text{pul}} = 2,5 \text{ m/min}$

$\alpha = 7^\circ$ (VK 2)
 $v_{\text{pul}} = 2,5 \text{ m/min}$

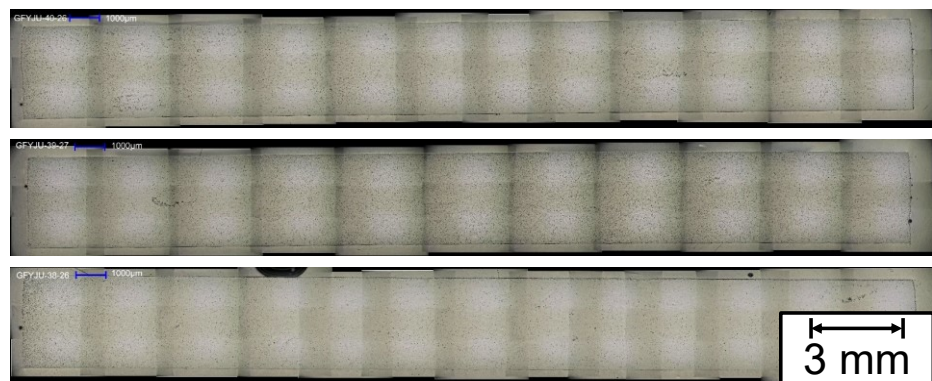


Bild 13.8: Repräsentative Mikroskopieaufnahmen für $v_{\text{pul}} = 2,5 \text{ m/min}$ und verschiedene α (VK 2)

Fig. 13.8: Representative microscopic pictures for $v_{\text{pul}} = 2,5 \text{ m/min}$ and various α (VK 2)

13.1.5 Mechanische Eigenschaften der hergestellten Muster mit der variablen Injektionsbox

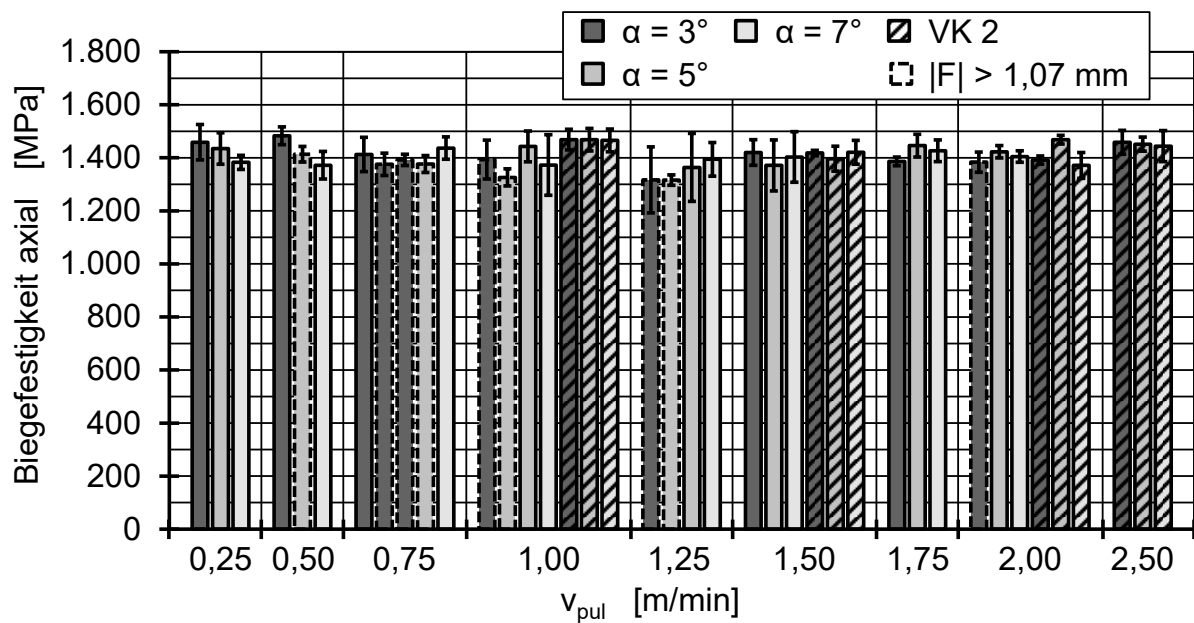


Bild 13.9: Axiale Biegefestigkeit der hergestellten Muster mit der variablen Injektionsbox

Fig. 13.9: Axial flexural strength of the samples produced with the adjustable injection box

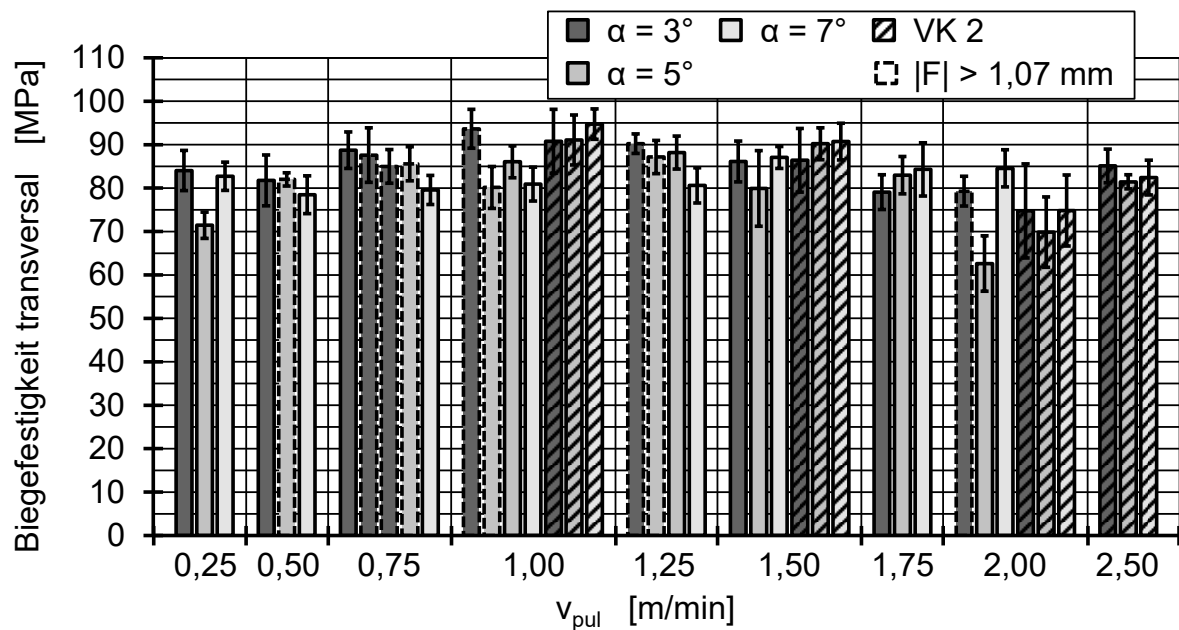


Bild 13.10: Transversale Biegefestigkeit der hergestellten Muster mit der variablen Injektionsbox

Fig. 13.10: Transversal flexural strength of the samples produced with the adjustable injection box

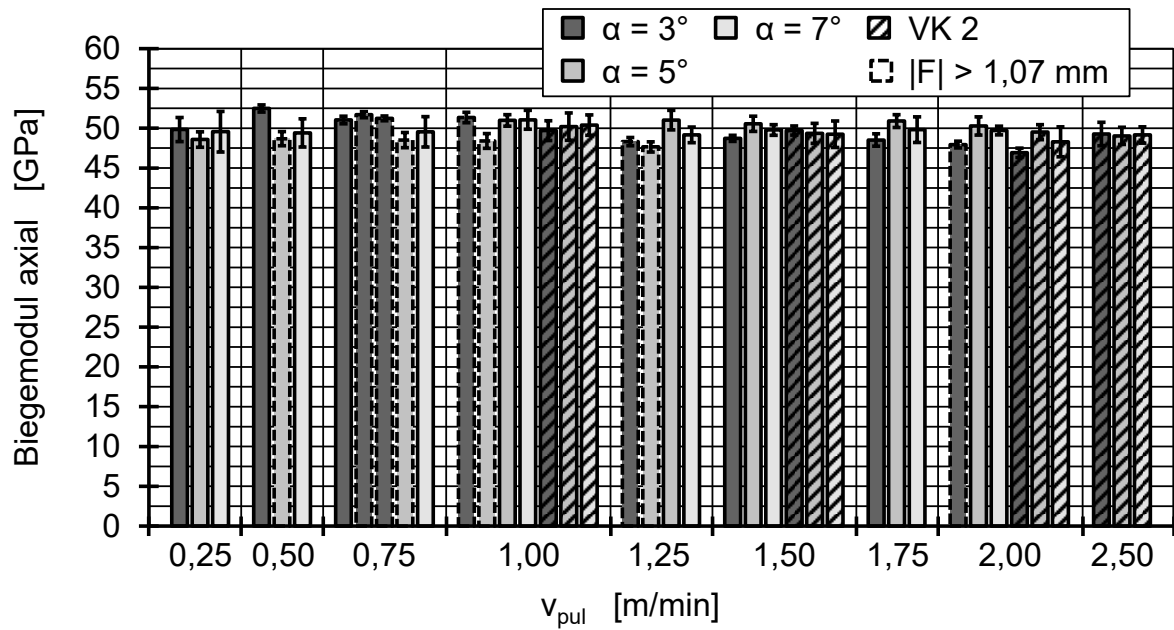


Bild 13.11: Axiale Biegesteifigkeit der hergestellten Muster mit der variablen Injektionsbox

Fig. 13.11: Axial flexural stiffness of the samples produced with the adjustable injection box

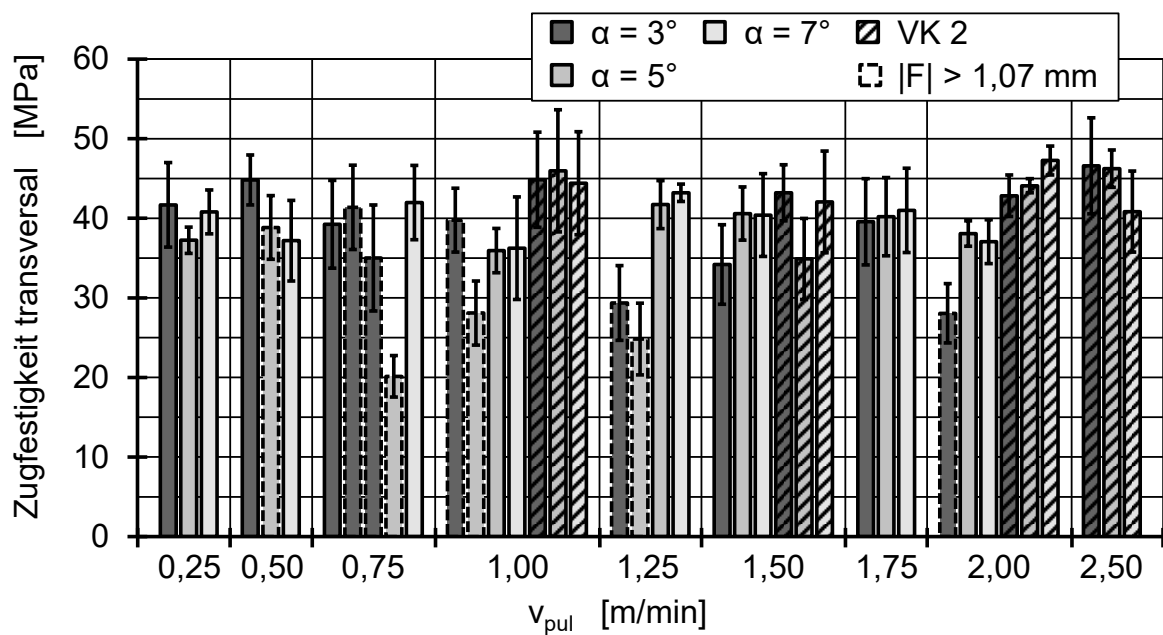


Bild 13.12: Transversale Zugfestigkeit der hergestellten Muster mit der variablen Injektionsbox

Fig. 13.12: Transversal tensile strength of the samples produced with the adjustable injection box

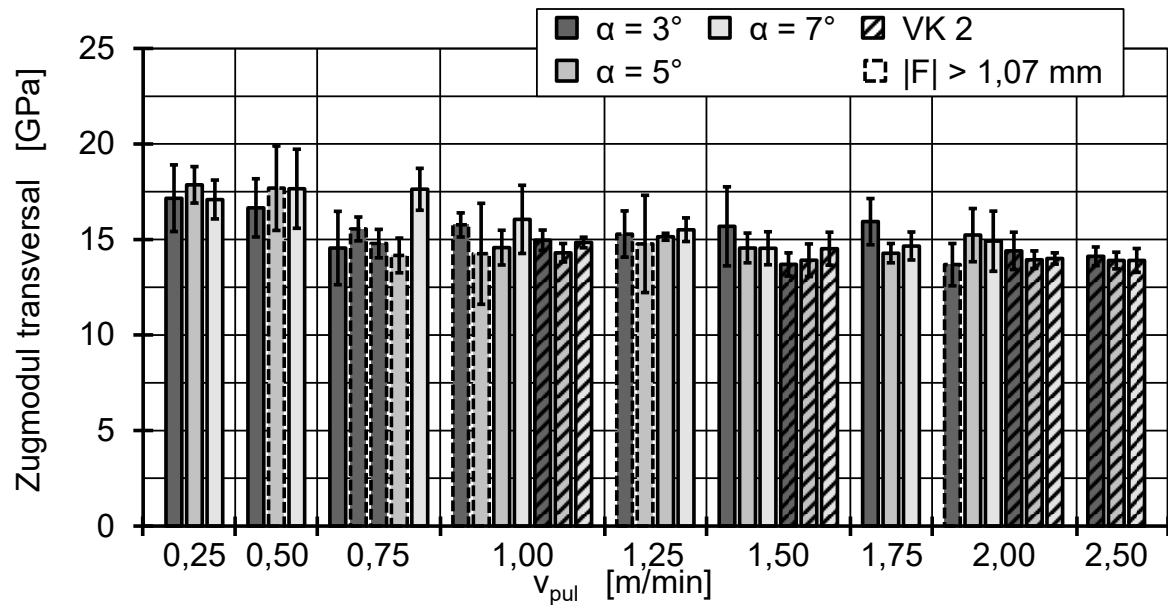


Bild 13.13: Transversale Zugsteifigkeit der hergestellten Muster mit der variablen Injektionsbox

Fig. 13.13: Transversal tensile modulus of the samples produced with the adjustable injection box

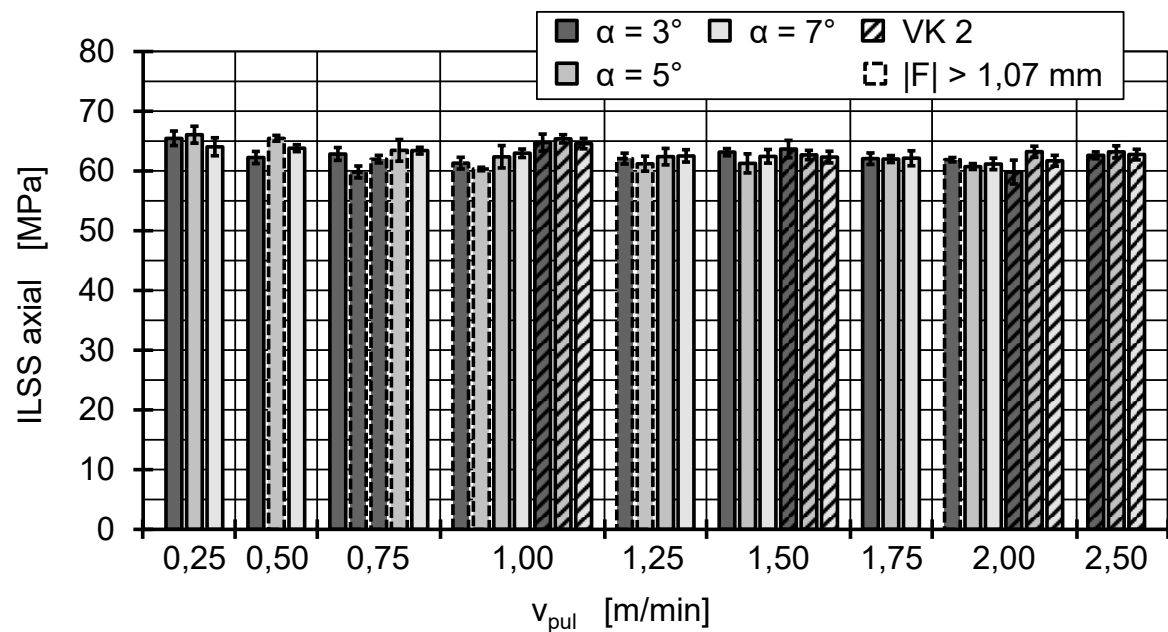


Bild 13.14: Axiale interlaminare Scherfestigkeit der hergestellten Muster mit der variablen Injektionsbox

Fig. 13.14: Axial interlaminar shear strength of the samples produced with the adjustable injection box

13.1.6 Vorgegebene Kennwerte der DIN EN 13706

Eigenschaft	Einheit	Prüfverfahren	Profilsorte	
			E23	E17
Axialer Zugmodul	GPa	EN ISO 527-4	23	17
Transversaler Zugmodul	GPa	EN ISO 527-4	7	5
Axiale Zugfestigkeit	MPa	EN ISO 527-4	240	170
Transversale Zugfestigkeit	MPa	EN ISO 527-4	50	30
Axiale Biegefestigkeit	MPa	EN ISO 14125	240	170
Transversale Biegefestigkeit	MPa	EN ISO 14125	100	70
Axiale, interlaminare Scherfestigkeit	MPa	EN ISO 14130	25	15

Tabelle 13.5: Einteilung von pultrudierten Profilen im Baubereich in die Profilsorten E17 und E23 (Auszug)

Table 13.5: Categorization of pultrusion profiles for construction applications into sorts E17 and E23 (excerpt)

13.2 Anhang zu Kapitel 6 (Aushärtung)

13.2.1 Validierung des Simulationsmodells mittels Vergleich von Temperaturmessungen

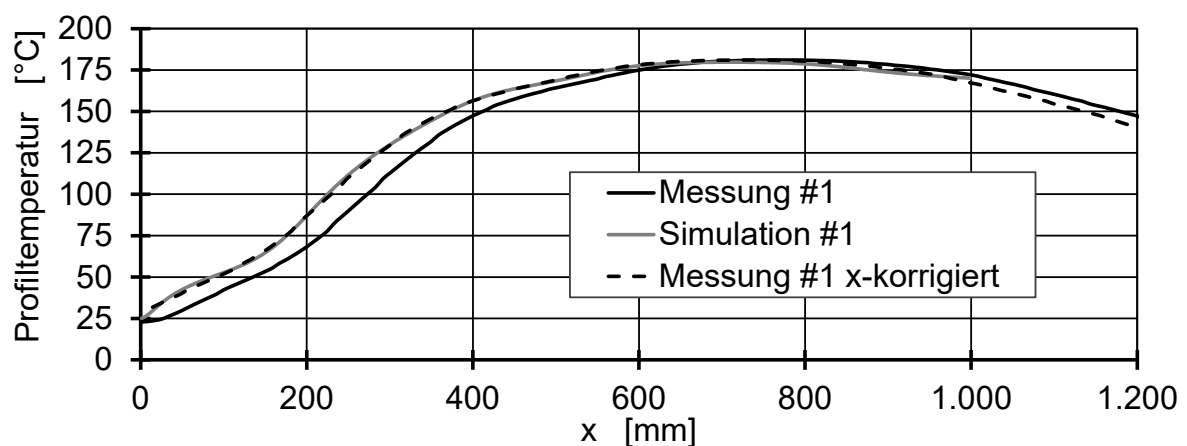


Bild 13.15: Vergleich von Temperaturmessung und Simulation #1

Fig. 13.15: Comparison of temperature measurement and simulation #1

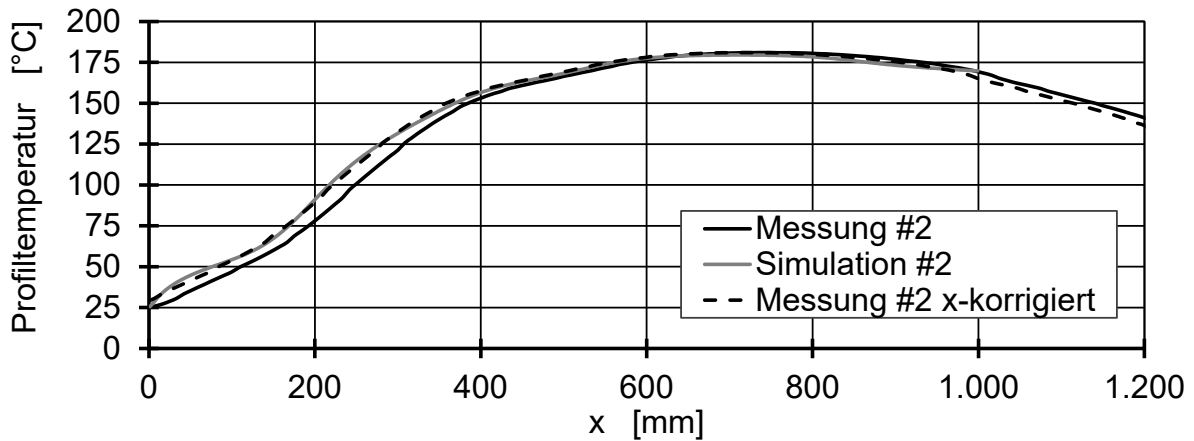


Bild 13.16: Vergleich von Temperaturmessung und Simulation #2

Fig. 13.16: Comparison of temperature measurement and simulation #2

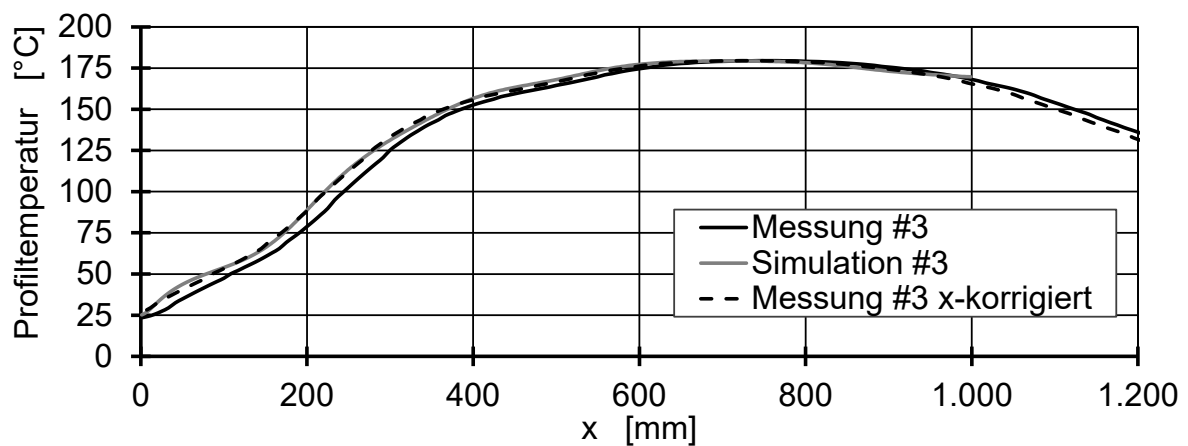


Bild 13.17: Vergleich von Temperaturmessung und Simulation #3

Fig. 13.17: Comparison of temperature measurement and simulation #3

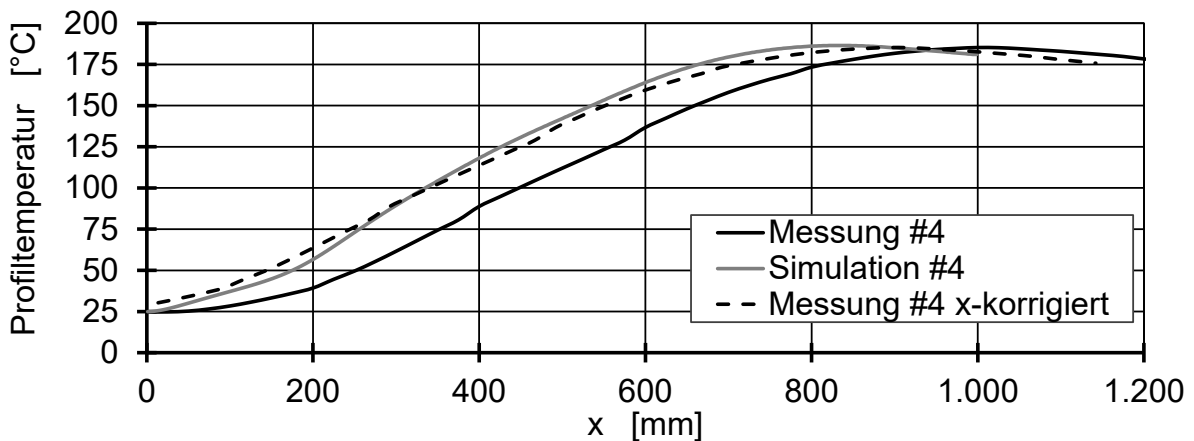


Bild 13.18: Vergleich von Temperaturmessung und Simulation #4

Fig. 13.18: Comparison of temperature measurement and simulation #4

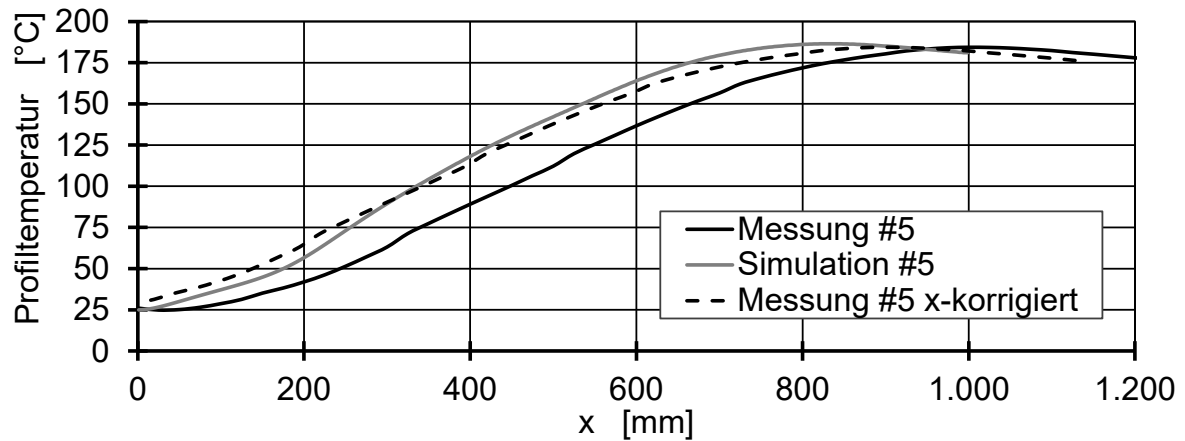


Bild 13.19: Vergleich von Temperaturmessung und Simulation #5

Fig. 13.19: Comparison of temperature measurement and simulation #5

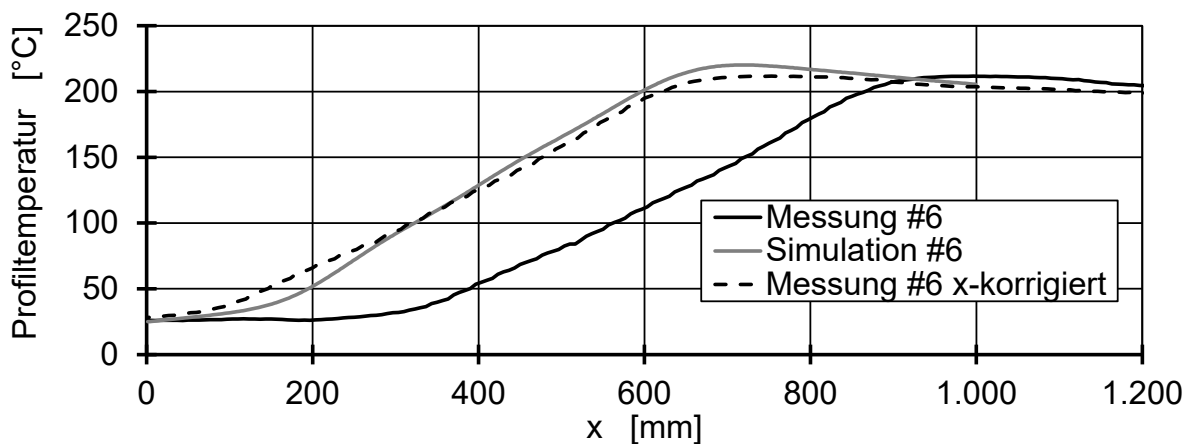


Bild 13.20: Vergleich von Temperaturmessung und Simulation #6

Fig. 13.20: Comparison of temperature measurement and simulation #6

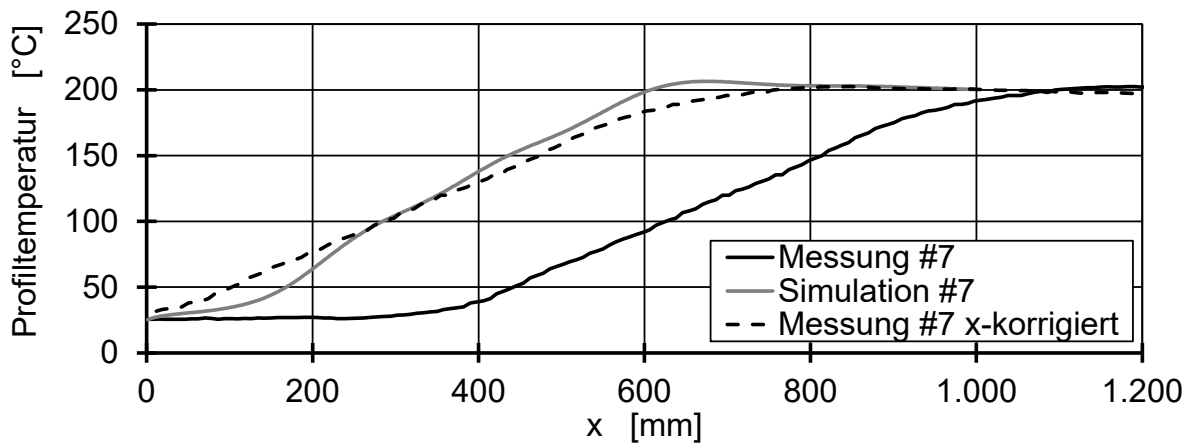


Bild 13.21: Vergleich von Temperaturmessung und Simulation #7

Fig. 13.21: Comparison of temperature measurement and simulation #7

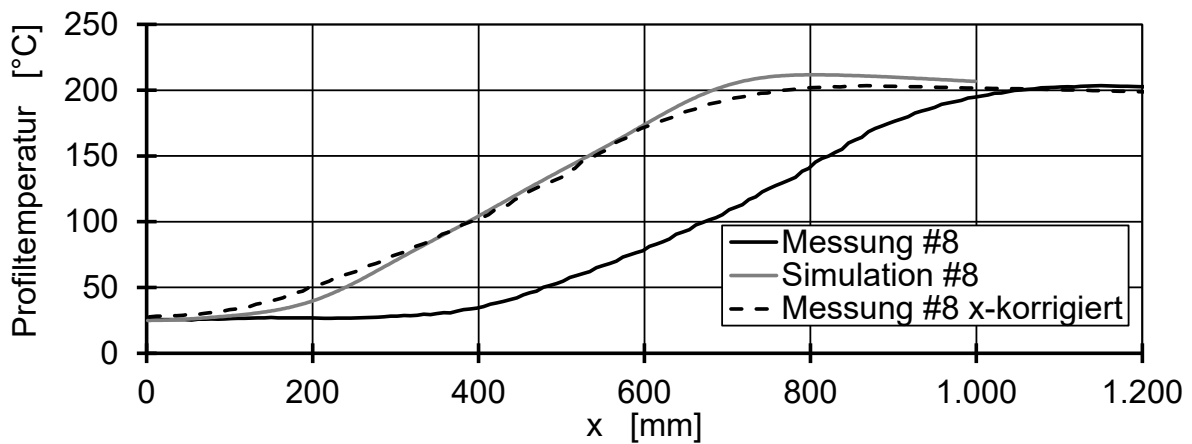


Bild 13.22: Vergleich von Temperaturmessung und Simulation #8

Fig. 13.22: Comparison of temperature measurement and simulation #8

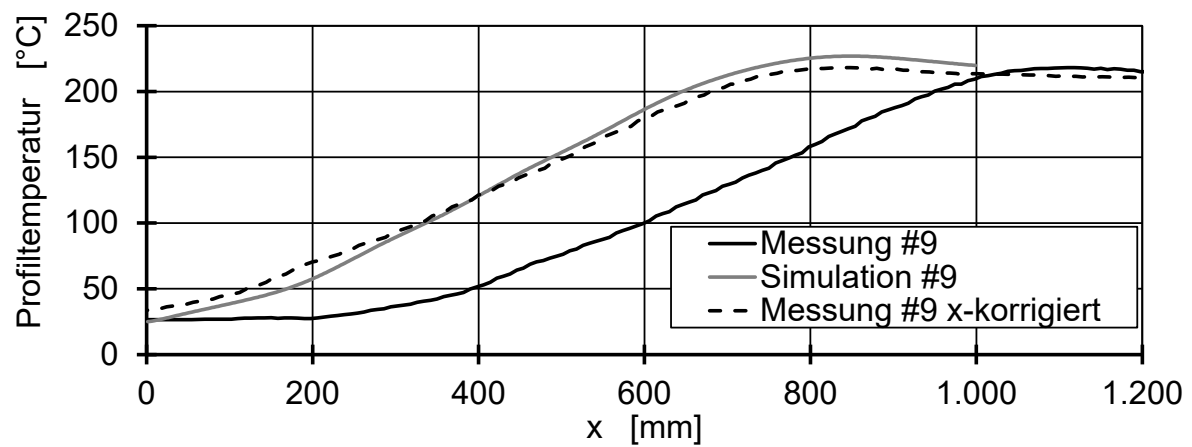


Bild 13.23: Vergleich von Temperaturmessung und Simulation #9

Fig. 13.23: Comparison of temperature measurement and simulation #9

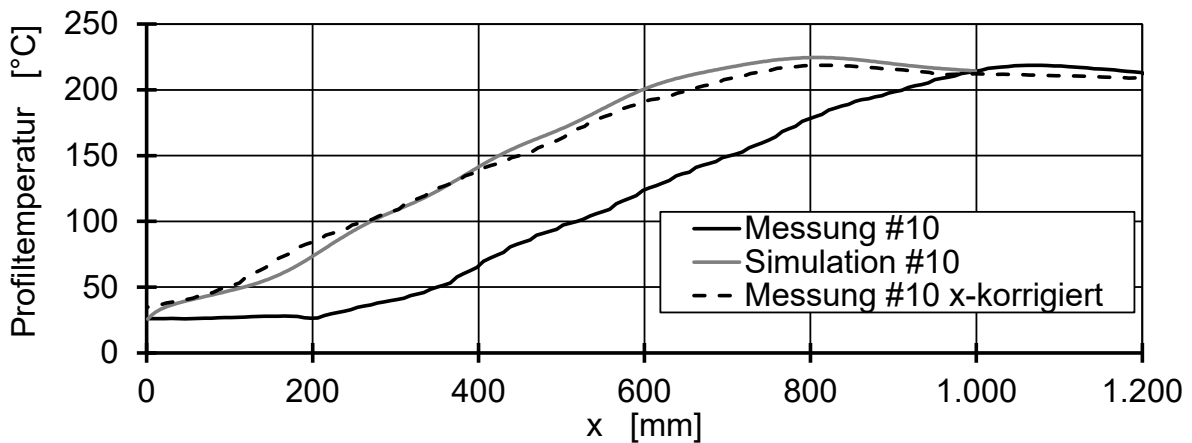


Bild 13.24: Vergleich von Temperaturmessung und Simulation #10

Fig. 13.24: Comparison of temperature measurement and simulation #10

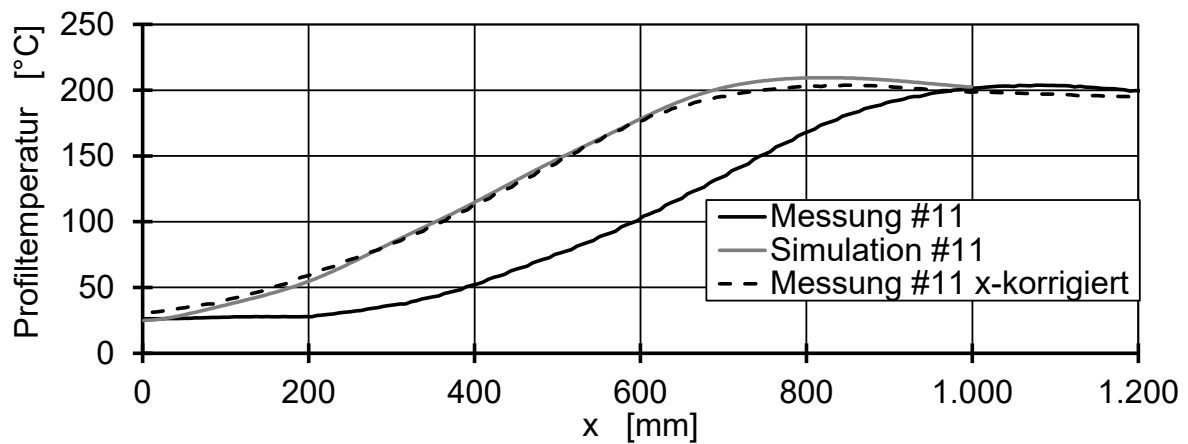


Bild 13.25: Vergleich von Temperaturmessung und Simulation #11

Fig. 13.25: Comparison of temperature measurement and simulation #11

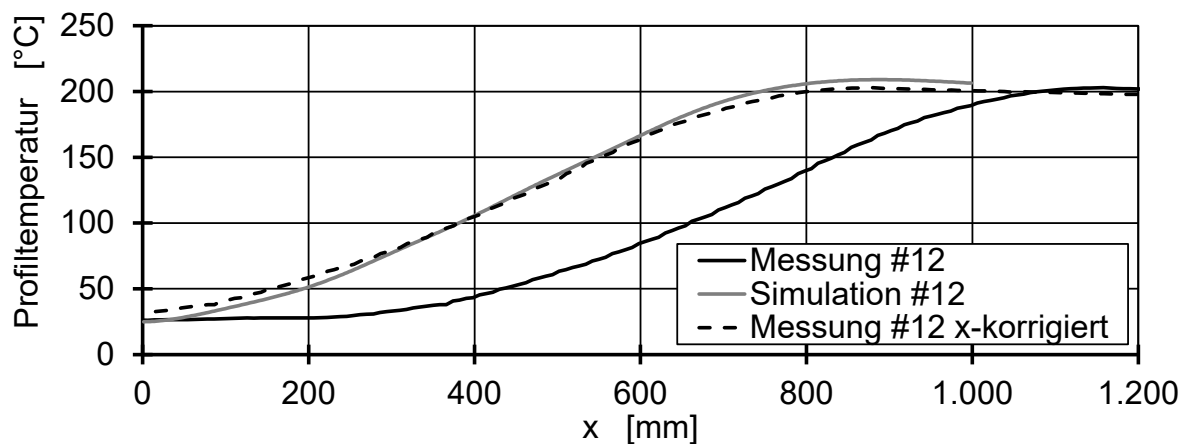


Bild 13.26: Vergleich von Temperaturmessung und Simulation #12

Fig. 13.26: Comparison of temperature measurement and simulation #12

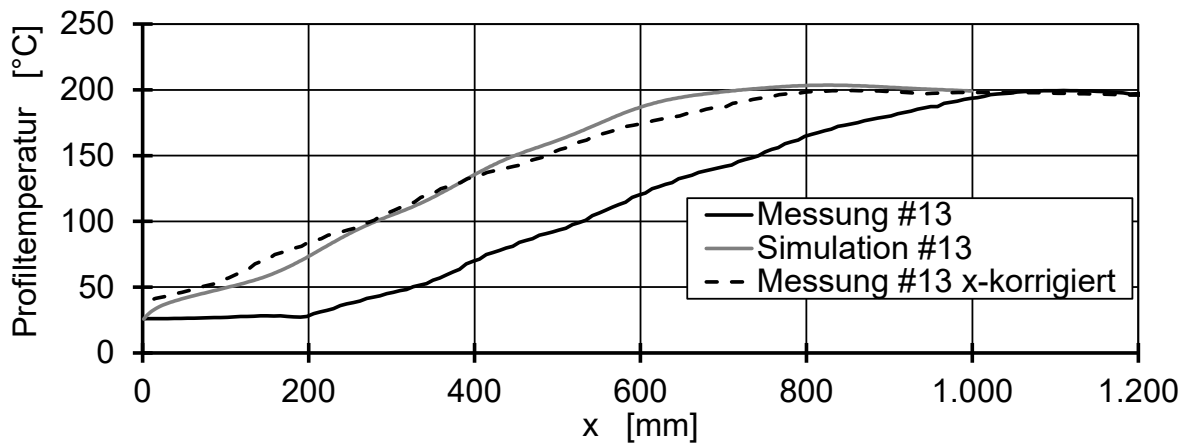


Bild 13.27: Vergleich von Temperaturmessung und Simulation #13

Fig. 13.27: Comparison of temperature measurement and simulation #13

13.3 Anhang zu Kapitel 7 (Überwindung der Abzugskraft)

13.3.1 Bemaßte Skizze des entwickelten Tribometers

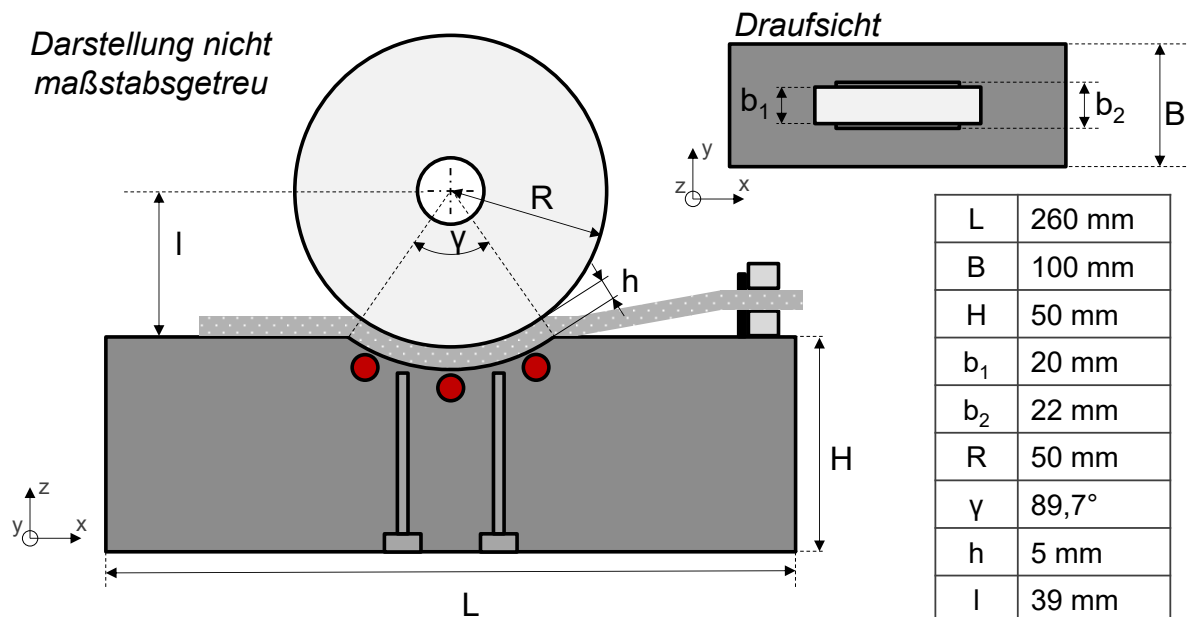


Bild 13.28: Bemaßte Skizze des entwickelten Tribometers

Fig. 13.28: Dimensioned sketch of the developed tribometer

13.3.2 p-Werte des Student'schen t-Test für den paarweisen Vergleich von Beschichtungen

$\mu_{\max, \text{roh}} [-]$	ohne	Cr 320	Cr 600	Cr HG	CrN	Croma	CromaPlus	TC	SICON	WC	CPnext	Ni/PTFE
ohne	1,00	0,57	0,79	0,66	0,44	0,82	0,67	0,68	0,89	0,70	0,10	0,70
Cr 320	0,57	1,00	0,67	0,30	0,40	0,21	0,04	0,94	0,51	0,18	0,01	0,09
Cr 600	0,79	0,67	1,00	0,47	0,47	0,52	0,36	0,80	0,91	0,42	0,03	0,37
Cr HG	0,66	0,30	0,47	1,00	0,24	0,71	0,90	0,51	0,60	0,83	0,33	0,78
CrN	0,44	0,40	0,47	0,24	1,00	0,13	0,02	0,94	0,32	0,11	0,01	0,05
Croma	0,82	0,21	0,52	0,71	0,13	1,00	0,70	0,53	0,63	0,82	0,06	0,83
CromaPlus	0,67	0,04	0,36	0,90	0,02	0,70	1,00	0,51	0,40	0,90	0,11	0,81
TC	0,68	0,94	0,80	0,51	0,94	0,53	0,51	1,00	0,79	0,46	0,10	0,45
SICON	0,89	0,51	0,91	0,60	0,32	0,63	0,40	0,79	1,00	0,53	0,06	0,46
WC	0,70	0,18	0,42	0,83	0,11	0,82	0,90	0,46	0,53	1,00	0,09	0,96
CPnext	0,10	0,01	0,03	0,33	0,01	0,06	0,11	0,10	0,06	0,09	1,00	0,05
Ni/PTFE	0,70	0,09	0,37	0,78	0,05	0,83	0,81	0,45	0,46	0,96	0,05	1,00
	$0 \leq p \leq 0,05$						$0,05 < p \leq 0,1$					

Tabelle 13.6: p-Werte des Student'schen T-Tests für den Kennwert $\mu_{\max, \text{Rohdaten}}$

Table 13.6: p-values of the t-test for the parameter $\mu_{\max, \text{Rohdaten}}$

$\mu_{\text{max,glatt}} [-]$	ohne	Cr 320	Cr 600	Cr HG	CrN	Croma	CromaPlus	TC	SICON	WC	CPnext	Ni/PTFE
ohne	1,00	0,51	0,85	0,58	0,61	0,82	0,97	0,37	0,86	0,70	0,16	1,00
Cr 320	0,51	1,00	0,33	0,21	0,68	0,18	0,31	0,58	0,25	0,20	0,03	0,28
Cr 600	0,85	0,33	1,00	0,63	0,38	1,00	0,86	0,28	1,00	0,84	0,16	0,79
Cr HG	0,58	0,21	0,63	1,00	0,20	0,55	0,54	0,26	0,63	0,72	0,46	0,42
CrN	0,61	0,68	0,38	0,20	1,00	0,16	0,21	0,46	0,16	0,21	0,02	0,29
Croma	0,82	0,18	1,00	0,55	0,16	1,00	0,75	0,24	0,99	0,79	0,09	0,68
CromaPlus	0,97	0,31	0,86	0,54	0,21	0,75	1,00	0,39	0,76	0,66	0,12	0,93
TC	0,37	0,58	0,28	0,26	0,46	0,24	0,39	1,00	0,35	0,22	0,07	0,29
SICON	0,86	0,25	1,00	0,63	0,16	0,99	0,76	0,35	1,00	0,82	0,16	0,71
WC	0,70	0,20	0,84	0,72	0,21	0,79	0,66	0,22	0,82	1,00	0,17	0,57
CPnext	0,16	0,03	0,16	0,46	0,02	0,09	0,12	0,07	0,16	0,17	1,00	0,06
Ni/PTFE	1,00	0,28	0,79	0,42	0,29	0,68	0,93	0,29	0,71	0,57	0,06	1,00
	$0 \leq p \leq 0,05$						$0,05 < p \leq 0,1$					

Tabelle 13.7: p -Werte des Student'schen T-Tests für den Kennwert $\mu_{\text{max,glatt}}$ Table 13.7: p -values of the t-test for the parameter $\mu_{\text{max,glatt}}$

$\mu_{\text{flüssig}} [-]$	ohne	Cr 320	Cr 600	Cr HG	CrN	Croma	CromaPlus	TC	SICON	WC	CPnext	Ni/PTFE
ohne	1,00	0,05	0,01	0,02	0,01	0,03	0,37	0,22	0,08	0,04	0,72	0,05
Cr 320	0,05	1,00	0,97	0,72	0,47	0,11	0,14	0,04	0,11	0,39	0,06	0,20
Cr 600	0,01	0,97	1,00	0,67	0,36	0,02	0,05	0,01	0,02	0,23	0,01	0,06
Cr HG	0,02	0,72	0,67	1,00	0,67	0,03	0,06	0,01	0,04	0,16	0,02	0,07
CrN	0,01	0,47	0,36	0,67	1,00	0,02	0,03	0,01	0,02	0,07	0,01	0,03
Croma	0,03	0,11	0,02	0,03	0,02	1,00	0,98	0,07	0,92	0,13	0,05	0,33
CromaPlus	0,37	0,14	0,05	0,06	0,03	0,98	1,00	0,15	0,94	0,21	0,42	0,54
TC	0,22	0,04	0,01	0,01	0,01	0,07	0,15	1,00	0,07	0,02	0,20	0,05
SICON	0,08	0,11	0,02	0,04	0,02	0,92	0,94	0,07	1,00	0,15	0,11	0,41
WC	0,04	0,39	0,23	0,16	0,07	0,13	0,21	0,02	0,15	1,00	0,04	0,38
CPnext	0,72	0,06	0,01	0,02	0,01	0,05	0,42	0,20	0,11	0,04	1,00	0,06
Ni/PTFE	0,05	0,20	0,06	0,07	0,03	0,33	0,54	0,05	0,41	0,38	0,06	1,00
	$0 \leq p \leq 0,05$						$0,05 < p \leq 0,1$					

Tabelle 13.8: p -Werte des Student'schen T-Tests für den Kennwert $\mu_{\text{flüssig}}$ Table 13.8: p -values of the t-test for the parameter $\mu_{\text{flüssig}}$

$\mu_{\text{gel/fest}} [-]$	ohne	Cr 320	Cr 600	Cr HG	CrN	Croma	CromaPlus	TC	SICON	WC	CPnext	Ni/PTFE
ohne	1,00	0,83	0,97	0,59	0,82	0,91	0,98	0,36	0,75	0,26	0,22	0,73
Cr 320	0,83	1,00	0,78	0,33	0,99	0,88	0,81	0,37	0,48	0,10	0,11	0,42
Cr 600	0,97	0,78	1,00	0,36	0,72	0,91	0,94	0,29	0,55	0,11	0,12	0,46
Cr HG	0,59	0,33	0,36	1,00	0,24	0,38	0,62	0,24	0,80	0,54	0,46	0,76
CrN	0,82	0,99	0,72	0,24	1,00	0,86	0,78	0,34	0,38	0,07	0,08	0,26
Croma	0,91	0,88	0,91	0,38	0,86	1,00	0,89	0,33	0,55	0,12	0,12	0,49
CromaPlus	0,98	0,81	0,94	0,62	0,78	0,89	1,00	0,42	0,77	0,29	0,28	0,74
TC	0,36	0,37	0,29	0,24	0,34	0,33	0,42	1,00	0,29	0,08	0,08	0,27
SICON	0,75	0,48	0,55	0,80	0,38	0,55	0,77	0,29	1,00	0,38	0,35	1,00
WC	0,26	0,10	0,11	0,54	0,07	0,12	0,29	0,08	0,38	1,00	0,73	0,33
CPnext	0,22	0,11	0,12	0,46	0,08	0,12	0,28	0,08	0,35	0,73	1,00	0,32
Ni/PTFE	0,73	0,42	0,46	0,76	0,26	0,49	0,74	0,27	1,00	0,33	0,32	1,00
	$0 \leq p \leq 0,05$						$0,05 < p \leq 0,1$					

Tabelle 13.9: p -Werte des Student'schen T-Tests für den Kennwert $\mu_{\text{gel/fest}}$ Table 13.9: p -values of the t-test for the parameter $\mu_{\text{gel/fest}}$

$\mu_{\text{gesamt}} [-]$	ohne	Cr 320	Cr 600	Cr HG	CrN	Croma	CromaPlus	TC	SICON	WC	CPnext	Ni/PTFE
ohne	1,00	0,77	0,88	0,69	0,98	0,75	0,84	0,67	0,74	0,23	0,22	0,93
Cr 320	0,77	1,00	0,43	0,76	0,59	0,33	0,60	0,43	0,85	0,14	0,17	0,75
Cr 600	0,88	0,43	1,00	0,35	0,80	0,72	0,87	0,67	0,51	0,04	0,08	0,57
Cr HG	0,69	0,76	0,35	1,00	0,47	0,31	0,60	0,44	0,98	0,34	0,37	0,60
CrN	0,98	0,59	0,80	0,47	1,00	0,59	0,79	0,60	0,61	0,06	0,10	0,80
Croma	0,75	0,33	0,72	0,31	0,59	1,00	0,99	0,81	0,44	0,04	0,07	0,46
CromaPlus	0,84	0,60	0,87	0,60	0,79	0,99	1,00	0,87	0,66	0,21	0,22	0,76
TC	0,67	0,43	0,67	0,44	0,60	0,81	0,87	1,00	0,50	0,12	0,13	0,60
SICON	0,74	0,85	0,51	0,98	0,61	0,44	0,66	0,50	1,00	0,43	0,41	0,75
WC	0,23	0,14	0,04	0,34	0,06	0,04	0,21	0,12	0,43	1,00	0,74	0,10
CPnext	0,22	0,17	0,08	0,37	0,10	0,07	0,22	0,13	0,41	0,74	1,00	0,19
Ni/PTFE	0,93	0,75	0,57	0,60	0,80	0,46	0,76	0,60	0,75	0,10	0,19	1,00
	$0 \leq p \leq 0,05$						$0,05 < p \leq 0,1$					

Tabelle 13.10: p -Werte des Student'schen T-Tests für den Kennwert μ_{gesamt} Table 13.10: p -values of the t-test for the parameter μ_{gesamt}

Lebenslauf

Persönliche Daten

Name: Benedikt Kilian

Geburtsdatum: 11.09.1987

Geburtsort: Wiesbaden

Staatsangehörigkeit: deutsch

Schulausbildung

08/1998 - 06/2007 Rheingau-Gymnasium, Geisenheim

Studium

10/2012 - 08/2014 RWTH Aachen University, Aachen

Wirtschaftsingenieurwesen, Maschinenbau mit Schwerpunkt
Kunststofftechnik

Abschluss: Master of Science

10/2008 - 09/2012 RWTH Aachen University, Aachen

Wirtschaftsingenieurwesen, Maschinenbau mit Schwerpunkt
Kunststofftechnik

Abschluss: Bachelor of Science

Berufstätigkeit

02/2015 - heute Covestro Deutschland AG

Projektleiter in der Forschung und Entwicklung des Geschäftsbereichs
Polyurethane am Standort Leverkusen

Düsseldorf im Dezember 2022

Benedikt Kilian