

Alexander Lenske

# Charakterisierung der Prozesskraftkomponenten beim mehrdimensionalen Umformen von Karton durch Ziehen



Dissertation

# **Charakterisierung der Prozesskraftkomponenten beim mehrdimensionalen Umformen von Karton durch Ziehen**

Der Fakultät Maschinenwesen  
der Technischen Universität Dresden  
vorgelegte

**Dissertation**

Zur Erlangung des akademischen Grades

**Doktoringenieur (Dr.-Ing.)**

von

**Dipl.-Ing. Alexander Lenske**

Tag der Verteidigung:

06.10.2023

Erster Gutachter:

Prof. Dr.-Ing. J.-P. Majschak

Zweiter Gutachter:

Prof. Dr. F. Miletzky

Vorsitzender der Promotionskommission:

Prof. Dr.-Ing. A. Wagenführ

## **Impressum**

Die Arbeit ist an der Professur für Verarbeitungsmaschinen / Verarbeitungstechnik an der Technischen Universität Dresden entstanden.

Gestaltung: Alexander Lenske

© Copyright: Alexander Lenske

Urheber der Abbildung auf dem Einband: Kirsten Johannes Lassig

Nachdruck der Arbeit (auch auszugsweise) nur mit schriftlicher Genehmigung des Autors.

# Charakterisierung der Prozesskraftkomponenten beim mehrdimensionalen Umformen von Karton durch Ziehen

## Kurzfassung:

Gegenstand dieser Arbeit ist die Entwicklung einer Methode zur Charakterisierung der komplexen Belastungssituation beim Tiefziehen mit unmittelbarer Kompression von Karton innerhalb geeigneter Ersatzversuche und deren Validierung mit Hilfe eines empirischen Modells. Das Tiefziehen mit unmittelbarer Kompression stellt eine Möglichkeit zur Herstellung von dreidimensionalen Hohlkörpern mit hohem Umformgrad aus naturfaserbasierten, flächigen Halbzeugen mit geringem Vorfertigungsgrad dar. Aufbauend auf der Darstellung und Abgrenzung des Umformverfahrens werden relevante Prozessgrößen und deren Charakterisierung durch geeignete Ersatzversuche aus dem Stand der Wissenschaft recherchiert und bewertet. Zudem werden Möglichkeiten erörtert, die Ergebnisse der Ersatzversuche mit den Daten aus dem Umformverfahren zu vergleichen. Aus den technischen und wissenschaftlichen Defiziten ergibt sich die Zielsetzung und weitere Vorgehensweise dieser Arbeit.

Zur Lösung der Problemstellung werden den identifizierten Prozessgrößen geeignete Ersatzversuche aus dem Stand der Technik zugeordnet bzw. neue Ersatzversuche entwickelt und im Rahmen eines modularen Versuchsstandes technisch umgesetzt. Zur Vorbereitung der experimentellen Analyse der ausgewählten Ersatzversuche werden Referenzversuche mit dem Umformverfahren innerhalb festgelegter Parametergrenzen durchgeführt. Bei der anschließenden Durchführung der Ersatzversuche wird vor allem die Verlässlichkeit der Ergebnisse berücksichtigt, indem die Anzahl der Versuche jeder Versuchsreihe an die Ergebnisauswertung angepasst wird. Durch die Modifikation des Umformverfahrens können die Ergebnisse der Ersatzversuche innerhalb eines stufenweise komplexer werdendes, empirischen Modells mit denen des Referenzversuchs verglichen und bewertet werden. Die Charakterisierung der Prozesskraftkomponenten wird für vier faserbasierte Materialien durchgeführt, die teilweise mit einer polymeren Funktionsschicht ausgestattet sind.

Abschließend werden die Ergebnisse dieser Arbeit zusammengefasst dargestellt und daraus folgende Forschungsansätze abgeleitet.

**Schlüsselworte:** Tiefziehen mit unmittelbarer Kompression, Reibung, Stauchung in Blattebene, Biegung, Empirisches Model, Triboelektrische Aufladung

# Characterization of the Process Force Components during the Deep-Drawing of Paperboard

## Abstract:

The purpose of this thesis is to present a newly developed method to investigate the complex load situation during the deep-drawing of paperboard within suitable substitute tests and its validation within an empirical model. Deep drawing with direct compression represents an alternative for the production of three-dimensional trays from natural, fiber-based materials with a low degree of prefabrication. Based on the definition and description of the deep-drawing process within the literature, relevant process forces and associated substitute tests are identified and discussed. In addition, approaches are discussed to compare the results of the substitute tests with the data from the deep-drawing process. The objective and further procedure of this thesis results from the technical and scientific deficits.

The approach of this thesis is to present a new, modular testing rig based on the substitute test which were chosen from the literature or were newly developed. In preparation of the experimental analysis of the selected substitute tests, reference tests are carried out with the forming process within specified parameter limits. In the subsequent implementation of the substitute tests, the reliability of the results is considered above all by adapting the number of tests in each test series parallel to the evaluation of the results. By modifying the forming process, the results of the substitute tests can be compared and evaluated with those of the reference test within an empirical model that becomes progressively more complex. The characterization of the process force components is carried out for four fiber-based materials, some of which are equipped with a polymer functional layer.

Finally, the results of this work are summarized, and the following research approaches are derived from them.

**Keywords:** Deep-drawing of paperboard, Friction, In-plane compression, Bending, Empirical modeling, Triboelectric charging

---

**INHALTSVERZEICHNIS**

<b>Inhaltsverzeichnis .....</b>	<b>V</b>
<b>Abbildungsverzeichnis .....</b>	<b>VIII</b>
<b>Tabellenverzeichnis .....</b>	<b>XIX</b>
<b>Abkürzungs- und Symbolverzeichnis .....</b>	<b>XXI</b>
<b>1 Einleitung .....</b>	<b>1</b>
<b>2 Stand der Wissenschaft und Technik .....</b>	<b>3</b>
2.1 Tiefziehen mit unmittelbarer Kompression .....	3
2.1.1 Prozessablauf, Werkzeuggestaltung und Versuchsträger .....	3
2.1.2 Identifizierung und Charakterisierung der Prozesskräfte .....	5
2.1.3 Charakterisierung der Prozessparameter .....	8
2.1.4 Halbzeuge .....	10
2.2 Ersatzversuche zur Charakterisierung der Prozesskräfte .....	13
2.2.1 Reibung .....	13
2.2.2 Biegung .....	20
2.2.3 Stauchung in Blattebene .....	24
2.2.4 Kompression orthogonal zur Blattebene .....	27
2.3 Validierung der Ersatzversuche .....	28
2.4 Zusammenfassung Stand der Technik .....	31
<b>3 Zielsetzung und Vorgehensweise .....</b>	<b>33</b>
<b>4 Entwicklung der Ersatzversuche .....</b>	<b>35</b>
4.1 Konzeptentwicklung .....	35
4.1.1 Reibung .....	35
4.1.2 Biegung .....	36
4.1.3 Stauchung in Blattebene .....	37

---

4.1.4	Kompression im Ziehspalt .....	38
4.1.5	Flexibler Versuchsträger.....	39
4.2	Auswahl der Parameterbereiche.....	39
4.2.1	Formatbereiche .....	39
4.2.2	Kraftbereiche .....	42
4.2.3	Temperaturbereiche .....	43
4.2.4	Geschwindigkeitsbereiche .....	43
4.3	Technische Umsetzung .....	43
4.3.1	Auswahl Antriebe und Kraftsensoren.....	43
4.3.2	Konstruktion der Baugruppen .....	45
<b>5</b>	<b>Experimentelle Analyse der Ersatzversuche .....</b>	<b>55</b>
5.1	Referenzversuche – Tiefziehen mit unmittelbarer Kompression .....	55
5.1.1	Auswahl Halbzeug, Formatbereich und Werkzeuggeometrie.....	55
5.1.2	Prozessparameter .....	56
5.1.3	Versuchsablauf.....	58
5.1.4	Stempelkraftverläufe.....	58
5.1.5	Kompression im Ziehspalt .....	62
5.2	Biegung .....	67
5.2.1	2-Punkt-Biegeversuche .....	67
5.2.2	Validierungsversuche zum 2-Punkt-Biegeversuch.....	69
5.3	Reibung.....	77
5.3.1	Streifenzugversuch.....	77
5.3.2	Doppelstreifenzugversuch .....	84
5.3.3	Validierungsversuch zum Streifen- und Doppelstreifenzugversuch.....	90
5.4	Stauchung in Blattebene.....	97

---

5.4.1	Stauchungsversuch .....	97
5.4.2	Validierungsversuch zum Stauchungsversuch.....	104
5.5	Kompression im Ziehspalt .....	110
5.5.1	Erweiterter Stauchungsversuch.....	110
5.5.2	Validierungsversuch zum erweiterten Stauchungsversuch .....	111
<b>6</b>	<b>Validierung der Ersatzversuche .....</b>	<b>115</b>
6.1	Auswahl der Halbzeuge.....	115
6.2	Biegung .....	115
6.3	Reibung.....	116
6.3.1	Streifenzugversuch.....	116
6.3.2	Doppelstreifenzugversuch .....	119
6.4	Stauchung in Blattebene .....	120
6.5	Validierungsversuch .....	121
<b>7</b>	<b>Zusammenfassung und Ausblick.....</b>	<b>131</b>
	<b>Thesen zur Arbeit .....</b>	<b>XXVII</b>
	<b>Literaturverzeichnis .....</b>	<b>XXIX</b>
	<b>Anhang.....</b>	<b>XXXV</b>



## ABBILDUNGSVERZEICHNIS

Abbildung 1: Schematische Darstellung der a) Werkzeuganordnung zum Tiefziehen von Karton nach SCHERER (1932) und b) eines Ziehteils	3
Abbildung 2: Schematische Darstellung des Prozessablaufs Tiefziehen mit unmittelbarer Kompression aus HAUPTMANN (2010)	4
Abbildung 3: a) Schematische Darstellung der Werkzeuganordnung zum Tiefziehen mit unmittelbarer Kompression nach HAUPTMANN (2010), b) Hydraulischer Versuchsträger zum Tiefziehen mit unmittelbarer Kompression nach HAUPTMANN (2010) und LOHSE ET AL. (2010)	5
Abbildung 4: Teilweise eingezogenes Formteil ohne Faltenhalter aus HAUPTMANN (2010)	5
Abbildung 5: Unterteilung der Prozesskräfte beim Tiefziehen mit unmittelbarer Kompression nach HAUPTMANN (2010) in a) technologisch bedingte Reibungskräfte und b) technologisch bedingte Formänderungskräfte	7
Abbildung 6: Schematische Darstellung a) des Tiefziehens mit erweitertem Ziehspalt nach SCHERER (1932) und b) der daraus resultierenden qualitativen Stempelkraftverläufe	8
Abbildung 7: Ziehteil mit Zipfelbildung und lokalen Schwärzungen aus HAUPTMANN (2010)	10
Abbildung 8: Schematische Darstellung der Reibungsmessung nach a) der Horizontalen-Ebenen-Methode (DIN 53119-1, 1997) und b) der Geneigten-Ebenen-Methode (TAPPI T 815, 2001)	14
Abbildung 9: Schematische Darstellung der Reibungsmessung nach BLUME & STECKER (1967)	15
Abbildung 10: Schematische Darstellung der Reibungsmessung nach BAUMGARTEN & KLINGELHÖFFER (1979)	16
Abbildung 11: Schematische Darstellung der Reibungsmessung nach HUTTEL ET AL. (2014)	17
Abbildung 12: Qualitative Verläufe der dynamischen Reibungskoeffizienten für 5 aufeinanderfolgende Reibungsmessungen nach KAWASHIMA ET AL. (2008)	18
Abbildung 13: Qualitativer Verlauf a) der Stempelkraft beim Tiefziehen mit verschiedenen Werkzeugtemperaturen nach HAUPTMANN (2010) und b) des dynamischen Reibungskoeffizienten von Frischfaserkarton für steigende Werkzeugtemperaturen nach BACK (1991)	20
Abbildung 14: Qualitativer Verlauf der Biegekraft $F_B$ in Abhängigkeit vom Biegewinkel $\varphi$ nach TENZER (1989)	21

Abbildung 15: Einfluss der Faserrichtung auf die qualitative Biegekraft $F_B$ in Abhängigkeit vom Biegewinkel $\varphi$ nach TENZER (1989)	22
Abbildung 16: Schematische Darstellung a) des Zweipunkt-Verfahrens und b) Dreipunkt-Verfahrens zur Bestimmung der Biegesteifigkeit nach DIN 53121 (2014)(2008)	22
Abbildung 17: a) Schematische Darstellung des Versuchsaufbaus zur Prüfung des Streifenstauchwiderstands mit dem SCT nach DIN 54518 (2004), b) Qualitativer Stauchungskraftverlauf aus dem SCT in MD und CD nach HAUPTMANN (2010)	25
Abbildung 18: Schematische Darstellung des Versuchsaufbaus zur Prüfung des Streifenstauchwiderstands mit dem STFI nach FELLERS ET AL. (1980)	25
Abbildung 19: Schematische Darstellung des Versuchsaufbaus zur Prüfung des Streifenstauchwiderstands mit a) dem PPRIC nach SETH & SOSZYNSKI (1979) und b) dem FPL nach JACKSON ET AL. (1978)	26
Abbildung 20: Schematische Darstellung des Versuchsaufbaus zur Prüfung des Streifenstauchwiderstands mit a) dem STFI Blade Support Test nach CAVLIN & FELLERS (1975) und b) dem Weyerhäuser Lateral Support Test nach STOCKMANN (1976)	26
Abbildung 21: Schematische Darstellung des RCT Ring Crush Tests nach TAPPI T472 (1968)	27
Abbildung 22: a) Schematische Darstellung des Versuchsaufbaus zur Prüfung der Kompression orthogonal zur Blattebene und b) qualitativer Kraftverlauf orthogonal zur Blattebene im Verhältnis zum Komprimierweg nach HAUPTMANN (2010)	28
Abbildung 23: Qualitativer Verlauf der interpolierten Biegekräfte über den Stempelweg nach HAUPTMANN (2010)	29
Abbildung 24: Schematische Darstellung des Streifenzugversuchs (SZV)	35
Abbildung 25: Schematische Darstellung des Doppelstreifenzugversuchs (DSZV)	36
Abbildung 26: Schematische Darstellung des 2-Punkt-Biegeversuchs (2PBV)	37
Abbildung 27: Schematische Darstellung des Stauchungsversuchs (STV)	37
Abbildung 28: Schematische Darstellung des erweiterten Stauchungsversuchs (ESTV)	38
Abbildung 29: Schematische Darstellung des flexiblen Versuchsträgers am Beispiel des Stauchungsversuchs	39
Abbildung 30: Schematische Darstellung der a) Ziehteilgeometrie und b) der Werkzeuggeometrie für das Tiefziehen mit unmittelbarer Kompression	40

---

Abbildung 31: Schematische Darstellung der Werkzeug- und Halbzeuggeometrie für den a) Streifenzugversuch und b) Doppelstreifenzugversuch	41
Abbildung 32: Schematische Darstellung der Werkzeug- und Halbzeuggeometrie für den a) 2-Punkt-Biegeversuch und b) Stauchungsversuch	42
Abbildung 33: Schnittdarstellungen der ausgewählten Antriebe a) Elektrozyylinder SERAC KH 30 der Firma Ortlieb (ORTLIEB PRÄZISIONSSYSTEME GMBH & CO. KG, 2022A) und b) Elektrozyylinder SERAC XH 12 der Firma Ortlieb (ORTLIEB PRÄZISIONSSYSTEME GMBH & CO. KG, 2022B)	44
Abbildung 34: CAD-Modell des Stützgerüsts	45
Abbildung 35: CAD-Modell des Turmgestells und Antriebs 1	46
Abbildung 36: CAD-Modell des Normallastmoduls	47
Abbildung 37: Technische Umsetzung der Werkzeugplatte und des Werkzeughalters	47
Abbildung 38: CAD-Modell des Drehgestells mit angeschlossenen Antrieb 2	48
Abbildung 39: CAD-Modell des Drehgestells für die Konfiguration Streifenzugversuch	49
Abbildung 40: Technische Umsetzung des Messmoduls, dargestellt ohne Werkzeughalter und Werkzeugplatte	49
Abbildung 41: CAD-Modell und technische Umsetzung des Zugmoduls mit Halbzeugaufnahme	50
Abbildung 42: CAD-Modell des Drehgestells für die Konfiguration Doppelstreifenzugversuch	51
Abbildung 43: CAD-Modell des Drehgestells für die Konfiguration 2-Punkt-Biegeversuch	51
Abbildung 44: CAD-Modell des Drehgestells für die Konfiguration Stauchungsversuch	52
Abbildung 45: CAD-Modell des Drehgestells für die Konfiguration Stauchungsversuch mit breitem Werkzeug	53
Abbildung 46: Gesamtbaugruppe des flexiblen Versuchsträgers als a) CAD-Modell und b) technische Umsetzung nach LENSKE ET AL. (2017)	53
Abbildung 47: Anpressdruckverteilung dargestellt mit einer Druckfolie bei Druckversuchen zur Inbetriebnahme des flexiblen Versuchsträgers a) ohne Halbzeugzuschnitt zwischen den beiden Werkzeugplatten und b) mit einem Halbzeugzuschnitt zwischen den beiden Werkzeugplatten aus LENSKE ET AL. (2017)	54

- Abbildung 48: a) Schematische Darstellung der Positionierung der PTFE-Folie an Faltenhalter und Stirnfläche der Ziehbüchse; b) Umformwerkzeuge präpariert mit PTFE-Folie im hydraulischen Versuchsträger zum Tiefziehen mit unmittelbarer Kompression nach HAUPTMANN (2010) und LOHSE ET AL. (2010) 58
- Abbildung 49: Einfluss der unbeheizten Werkzeugoberfläche bei 23 °C und 0,3 MPa Faltenhalterdruck über 50 Umformversuche auf a) den Verlauf der Stempelkraft als Mittelwert der letzten 3 Versuche jeder Versuchsreihe und b) der dabei aufgebrauchten Stempelenergie 59
- Abbildung 50: Einfluss der unbeheizten Werkzeugoberfläche bei 23 °C und 0,5 MPa Faltenhalterdruck über 50 Umformversuche auf a) den Verlauf der Stempelkraft als Mittelwert der letzten 3 Versuche jeder Versuchsreihe und b) der dabei aufgebrauchten Stempelenergie 60
- Abbildung 51: Einfluss der Werkzeugtemperatur für polierten Edelstahl bei 0,3 MPa Faltenhalterdruck über 50 Umformversuche auf a) den Verlauf der Stempelkraft als Mittelwert der letzten 3 Versuche jeder Versuchsreihe nach LENSKE ET AL. (2017) und b) der dabei aufgebrauchten Stempelenergie 61
- Abbildung 52: Einfluss der Werkzeugtemperatur für polierten Edelstahl bei 0,5 MPa Faltenhalterdruck über 50 Umformversuche auf a) den Verlauf der Stempelkraft als Mittelwert der letzten 3 Versuche jeder Versuchsreihe und b) der dabei aufgebrauchten Stempelenergie 61
- Abbildung 53: Einfluss der Werkzeugtemperatur für Werkzeuge mit PTFE-Folie auf den Verlauf der Stempelkraft als Mittelwert der letzten 3 Versuche einer Versuchsreihe mit jeweils 50 Umformversuchen bei a) 0,3 MPa Faltenhalterdruck und b) 0,5 MPa Faltenhalterdruck 62
- Abbildung 54: a) Schematische Darstellung und b) technische Umsetzung des Messstempels nach LENSKE ET AL. (2018) 63
- Abbildung 55: Einfluss der Anisotropie auf den a) Verlauf der Kompressionskraft im Ziehsplatt  $F_{K,ZSp,MS}$  ( $s_{ZS}$ ) nach LENSKE ET AL. (2018) und b) auf die Kompressionsenergie im Ziehsplatt; jeweils mit unbeheizten Edelstahloberflächen bei 23 °C und 0,3 MPa Faltenhalterdruck; 64
- Abbildung 56: a) Einfluss der Faltenhalterlast auf den Verlauf der Kompression im Ziehsplatt  $F_{K,ZSp,MS}$  ( $s_{ZS}$ ) als Mittelwert aus jeweils 10 Versuchen in MD und CD gegen unbeheizte Edelstahlwerkzeuge bei 23 °C; b) Einfluss der Faltenhalterlast und Anisotropie auf die Kompressionsenergie im Ziehsplatt als Mittelwert aus jeweils 10 Versuchen gegen unbeheizte Edelstahlwerkzeuge bei 23 °C 66
- Abbildung 57: a) Einfluss der Faltenhalterlast auf den Verlauf der Kompression im Ziehsplatt  $F_{K,ZSp,MS}$  ( $s_{ZS}$ ) als Mittelwert aus jeweils 10 Versuchen in MD und CD gegen beheizte Edelstahlwerkzeuge bei 60 °C; Einfluss der Faltenhalterlast und Anisotropie auf die

Kompressionsenergie im Ziehspalt als Mittelwert aus jeweils 10 Versuchen gegen unbeheizte Edelstahlwerkzeuge bei 60 °C	66
Abbildung 58: Schematische Darstellung des a) 2-Punkt-Biegeversuchs nach LENSKE ET AL. (2022) und b) der Faserorientierung des Halbzeugzuschnitts in MD bezgl. der Biegelinie während des 2-Punkt-Biegeversuchs	67
Abbildung 59: a) Verlauf des Biegegewiderstands $W_{B,2PBV}$ ( $s_{2PBV}$ ) in MD und in CD für 23 °C; b) Globale Maxima der Biegegewiderstände $W_{B,2PBV}$ ( $s_{2PBV}$ ) in MD und CD für drei Werkzeugtemperaturniveaus nach LENSKE ET AL. (2022)	69
Abbildung 60: Schematische Darstellung von a) Tiefziehvariante 1; b) des modifizierten Halbzeugzuschnitts mit dreieckigen Aussparungen nach SCHERER (1932) und c) aller aktiven Prozesskräfte während Tiefziehvariante 1 nach LENSKE ET AL. (2022)	70
Abbildung 61: a) Biegekraftverlauf 45 ° versetzt zwischen MD und CD innerhalb des 2-Punkt-Biegeversuchs für drei Temperaturniveaus; Ziehstempelkraftverlauf $F_{ZS,1}$ ( $s_{ZS}$ ) und rekonstruierter Ziehstempelkraftverlauf $F_{PK,1}$ ( $s_{2PBV}$ ) aus Tiefziehvariante 1 für b) 23 °C nach LENSKE ET AL. (2022); c) 60 °C; d) 120 °C Werkzeugtemperatur	72
Abbildung 62: Schematische Darstellung von a) Tiefziehvariante 2 und b) aller aktiven Prozesskräfte während Tiefziehvariante 2 nach LENSKE ET AL. (2022)	73
Abbildung 63: Vergleich zwischen dem Ziehstempelkraftprofil $F_{ZS,2}$ ( $s_{ZS}$ ) und dem empirischen Modell der Prozesskräfte $F_{PK,2}$ ( $s_{HZ,FH}$ ) für Tiefziehvariante 2 und drei Temperaturniveaus nach LENSKE ET AL. (2022)	75
Abbildung 64: Schematische Darstellung des Streifenzugversuchs mit Werkzeugplatten vollständig präpariert mit PTFE Folie nach LENSKE ET AL. (2017, 2022)	77
Abbildung 65: Einfluss der unbeheizten Werkzeugoberfläche bei 23 °C und 0,3 MPa Normaldruck auf den a) Verlauf des dynamischen Reibungskoeffizienten als Mittelwert aus den letzten 10 Wiederholungen einer Versuchsreihe mit 200 Wiederholungen und b) Verlauf der Mittelwerte der dynamischen Reibungskoeffizienten über 200 Wiederholungen nach LENSKE ET AL. (2022)	79
Abbildung 66: Einfluss der unbeheizten Werkzeugoberfläche bei 23 °C und 0,3 MPa Normaldruck auf die Reproduzierbarkeit a) des dynamischen Reibungskoeffizienten als Mittelwert aus den letzten 10 Wiederholungen dreier Versuchsreihen mit 100 bzw. 200 Wiederholungen und b) der zugehörigen Mittelwerte des dynamischen Reibungskoeffizienten	80
Abbildung 67: Einfluss der Werkzeugtemperatur für 0,3 MPa Normaldruck gegen polierten Edelstahl auf den a) Verlauf des dynamischen Reibungskoeffizienten als Mittelwert aus den letzten 10 Wiederholungen einer Versuchsreihe mit 200 Wiederholungen nach LENSKE ET AL. (2017) und b) Verlauf der Mittelwerte der dynamischen Reibungskoeffizienten über 200	

- Wiederholungen; c) Einfluss des Normaldrucks und der Werkzeugtemperatur gegen polierten Edelstahl auf den Mittelwert des dynamischen Reibungskoeffizienten aus den letzten 10 Wiederholungen einer Versuchsreihe mit 200 Wiederholungen 81
- Abbildung 68: a) Einfluss der Werkzeugtemperatur auf den Verlauf des dynamischen Reibungskoeffizienten als Mittelwert aus den letzten 10 Wiederholungen einer Versuchsreihe mit 200 Wiederholungen für 0,3 MPa Normaldruck gegen PTFE-Folie; b) Einfluss des Normaldrucks und der Werkzeugtemperatur gegen PTFE-Folie auf den Mittelwert des dynamischen Reibungskoeffizienten aus den letzten 10 Wiederholungen einer Versuchsreihe mit 200 Wiederholungen 83
- Abbildung 69: a) Schematische Darstellung des Doppelstreifenzugversuchs mit Werkzeugplatten partiell präpariert mit PTFE-Folie; b) Schematische Darstellung des Halbzeugzuschnitts und Werkzeugplatte 2 partiell präpariert mit PTFE-Folie für den Doppelstreifenzugversuch nach LENSKE ET AL. (2018, 2022) 84
- Abbildung 70: Einfluss der Normalkraft  $F_{N,DSZV}$  gegen unbeheizte und polierte Edelstahloberflächen bei 23 °C auf den a) Verlauf des dynamischen Reibungskoeffizienten als Mittelwert aus den letzten 10 Wiederholungen dreier Versuchsreihen mit jeweils 100 Wiederholungen und b) Verlauf der Mittelwerte der dynamischen Reibungskoeffizienten über jeweils 100 Wiederholungen nach LENSKE ET AL. (2018) 86
- Abbildung 71: Einfluss der Normalkraft  $F_{N,DSZV}$  gegen beheizte und polierte Edelstahloberflächen bei 60 °C auf den a) Verlauf des dynamischen Reibungskoeffizienten als Mittelwert aus den letzten 10 Wiederholungen dreier Versuchsreihen mit 100 Wiederholungen und b) Verlauf der Mittelwerte der dynamischen Reibungskoeffizienten über jeweils 100 Wiederholungen nach LENSKE ET AL. (2018) 87
- Abbildung 72: Einfluss der Normalkraft  $F_{N,DSZV}$  gegen beheizte und polierte Edelstahloberflächen bei 120 °C auf den a) Verlauf des dynamischen Reibungskoeffizienten als Mittelwert aus den letzten 10 Wiederholungen zweier Versuchsreihen mit 100 Wiederholungen und b) Verlauf der Mittelwerte der dynamischen Reibungskoeffizienten über jeweils 100 Wiederholungen nach LENSKE ET AL. (2018) 88
- Abbildung 73: Einfluss der konstanten Normalkraft  $F_{N,DSZV}$  bei 23 °C a) auf den Verlauf des dynamischen Reibungskoeffizienten beim Übergang von PTFE-Folie auf polierten Edelstahl und b) auf die Mittelwerte des dynamischen Reibungskoeffizienten nach dem Übergang von PTFE-Folie auf poliertem Edelstahl nach LENSKE ET AL. (2022) 89
- Abbildung 74: a) Einfluss der Werkzeugtemperatur bei einer Normalkraft  $F_{N,DSZV}$  von 400 N gegen polierte Edelstahloberflächen auf den Verlauf des dynamischen Reibungskoeffizienten als Mittelwert aus den letzten 10 Wiederholungen dreier Versuchsreihen mit 100 Wiederholungen und b) Einfluss der Normalkraft und der Werkzeugtemperatur auf den Verlauf der Mittelwerte der dynamischen Reibungskoeffizienten über jeweils 100 Wiederholungen 90

- Abbildung 75: Schematische Darstellung von a) Tiefziehvariante 3 sowie aller aktiven Reibungskraftkomponenten und b) aller aktiven Biegunskraftkomponenten während Tiefziehvariante 3 nach LENSKE ET AL. (2022) 91
- Abbildung 76: a) Verlauf der dynamischen Reibungskoeffizienten aus dem Streifenzugversuch und Doppelstreifenzugversuch für 0,3 MPa bzw. 400 N und 23 °C sowie die zugehörigen Trendlinien; b) Ziehstempelkraftverlauf  $F_{ZS,3}$  ( $s_{ZS}$ ) bei 23 °C für drei Faltenhalterdruckniveaus; c) Vergleich zwischen dem angepassten Ziehstempelkraftprofil  $F_{ZS,3}$  ( $s_{ZS}$ ) und dem empirischen Modell der Prozesskräfte  $F_{PK,3}$  ( $s_{HZ,FH}$ ) bei 23 °C und drei Faltenhalterdruckniveaus nach LENSKE ET AL. (2022) 93
- Abbildung 77: a) Verlauf der dynamischen Reibungskoeffizienten aus dem Streifenzugversuch und Doppelstreifenzugversuch für 0,3 MPa bzw. 400 N und 60 °C sowie die zugehörigen Trendlinien; b) Ziehstempelkraftverlauf  $F_{ZS,3}$  ( $s_{ZS}$ ) bei 60 °C für drei Faltenhalterdruckniveaus; c) Vergleich zwischen dem angepassten Ziehstempelkraftprofil  $F_{ZS,3}$  ( $s_{ZS}$ ) und dem empirischen Modell der Prozesskräfte  $F_{PK,3}$  ( $s_{HZ,FH}$ ) bei 60 °C und drei Faltenhalterdruckniveaus 94
- Abbildung 78: a) Verlauf der dynamischen Reibungskoeffizienten aus dem Streifenzugversuch und Doppelstreifenzugversuch für 0,3 MPa bzw. 400 N und 120 °C sowie die zugehörigen Trendlinien; b) Ziehstempelkraftverlauf  $F_{ZS,3}$  ( $s_{ZS}$ ) bei 120 °C für drei Faltenhalterdruckniveaus; c) Vergleich zwischen dem angepassten Ziehstempelkraftprofil  $F_{ZS,3}$  ( $s_{ZS}$ ) und dem empirischen Modell der Prozesskräfte  $F_{PK,3}$  ( $s_{HZ,FH}$ ) bei 120 °C und drei Faltenhalterdruckniveaus 95
- Abbildung 79: a) Schematische Darstellung des Stauchungsversuchs mit Werkzeugplatten vollständig präpariert mit PTFE-Folie; Schematische Darstellung der Orientierung des Faltenbildes in Relation zum Vorschub innerhalb des b) Streifenzugversuchs und c) 2-Punkt Biegeversuchs nach LENSKE ET AL. (2022) 97
- Abbildung 80: Verlauf der gemessenen und berechneten Kraft- und Wegverläufe innerhalb des Stauchungsversuchs für 0,3 MPa Normaldruck entlang der Hauptfaserrichtung in MD nach LENSKE ET AL. (2022) 99
- Abbildung 81: Versuchsaufbau des Stauchungsversuchs mit in-situ Auswertung der Faltenbildung durch ein bildgebendes Verfahren 100
- Abbildung 82: Halbzeugzuschnitt nach den Stauchungsversuchen aus Abbildung 80 mit einer deutlichen Faltenbildung nach LENSKE ET AL. (2022) 101
- Abbildung 83: Einfluss der Anisotropie des Halbzeugzuschnitts bei 0,3 MPa Normaldruck auf a) den Verlauf der Stauchungskraft in Blattebene und b) den globalen Maxima des Stauchungskraftverlaufs nach LENSKE ET AL. (2022) 101
- Abbildung 84: Einfluss des Normaldrucks entlang der Hauptfaserrichtung in MD auf a) den Verlauf der Stauchungskraft in Blattebene und die Werkzeugverschiebung orthogonal zur

Blattebene, sowie b) die globalen Maxima des Stauchungskraftverlaufs nach LENSKE ET AL. (2022)	102
Abbildung 85: Einfluss des Faltenbildes auf den a) Verlauf des dynamischen Reibungskoeffizienten mit 0,3 MPa Normaldruck in MD und b) den Mittelwerten des dynamischen Reibungskoeffizienten für drei Normaldruckniveaus jeweils in MD nach LENSKE ET AL. (2022)	103
Abbildung 86: a) Verlauf des Biege widerstands $W_{B,2PBV}$ ( $s_{2PBV}$ ) in MD und in CD mit gestauchten Halbzeugzuschnitten aus dem Stauchungsversuch mit einem Normaldruck $p_{N,STV}$ von 0,3 MPa; b) Globale Maxima der Biege widerstände $W_{B,2PBV}$ ( $s_{2PBV}$ ) in MD und CD für drei Normaldruckniveaus nach LENSKE ET AL. (2022)	104
Abbildung 87: a) Schematische Darstellung Tiefziehvariante 4 und aktive Reibungskraftkomponenten; b) Schematische Darstellung aller aktiven Biegezugkraft- und Stauchungskraftkomponenten während Tiefziehvariante 4; c) Halbzeugzuschnitt für Tiefziehvariante 4 nach LENSKE ET AL. (2022)	105
Abbildung 88: a) Verlauf des Biege widerstands in MD und in CD für 23 °C; b) Maximale Biege widerstände in MD und CD für drei Temperaturniveaus nach LENSKE ET AL. (2022)	107
Abbildung 89: a) Ziehstempelkraftverlauf $F_{ZS,4}$ ( $s_{ZS}$ ) für drei Faltenhalterdruckniveaus $p_{N,FH}$ ; b) Vergleich zwischen dem angepassten Ziehstempelkraftprofil $F_{ZS,4}$ ( $s_{ZS}$ ) und dem empirischen Modell der Prozesskräfte $F_{PK,4}$ ( $s_{HZ,FH}$ ) für einen Faltenhalterdruck $p_{N,FH}$ ( $s_{SZ}$ ) von 0,3 MPa; sowie die empirischen Modelle aller aktiven Prozesskraftkomponenten während Tiefziehvariante 4	108
Abbildung 90: Vergleich zwischen dem angepassten Ziehstempelkraftprofil $F_{ZS,4}$ ( $s_{ZS}$ ) und dem empirischen Modell der Prozesskräfte $F_{PK,4}$ ( $s_{HZ,FH}$ ) für drei Faltenhalterdruckniveaus nach LENSKE ET AL. (2022)	109
Abbildung 91: a) Zeitlicher Verlauf von $F_{K,ESTV}$ (t) während des erweiterten Stauchungsversuchs für zwei Normaldruckniveaus $p_{N,STV}$ ; b) Vergleich der globalen Maxima von $F_{K,ESTV}$ (t) innerhalb des erweiterten Stauchungsversuchs und der Kompressionskraft im Ziehspalt beim Tiefziehen mit unmittelbarer Kompression	110
Abbildung 92: Vergleich der Ziehstempelkraftverläufe $F_{ZS}$ ( $s_{ZS}$ ) und $F_{ZS,4}$ ( $s_{ZS}$ ), sowie deren Differenzbetrag $F_{Diff,ZS}$ ( $s_{ZS}$ ) für einen Faltenhalterdruck $p_{N,FH}$ ( $s_{ZS}$ ) von a) 0,3 MPa und b) 0.5 MPa	112
Abbildung 93: Vergleich der Ziehstempelkraftverläufe $F_{ZS}$ ( $s_{ZS}$ ) und $F_{ZS,4}$ ( $s_{ZS}$ ), sowie deren Differenzbetrag resultierend als Reibungskraft im Ziehspalt $F_{R,ZSp}$ ( $s_{ZS}$ ) für a) 0,3 MPa und b) 0,5 MPa Faltenhalterdruck	114
Abbildung 94: Einfluss des Halbzeugs auf die maximalen Biege widerstände in MD und CD a) ohne Faltenmodifikation und b) mit Faltenmodifikation	116

- Abbildung 95: Einfluss der Halbzeugoberfläche gegen unbeheizten und polierten Edelstahl bei 23 °C auf a) den Verlauf des dynamischen Reibungskoeffizienten als Mittelwert aus jeweils 100 Wiederholungen bei 0,3 MPa und b) den Mittelwert des dynamischen Reibungskoeffizienten aus jeweils 100 Wiederholungen für drei Normaldruckniveaus 117
- Abbildung 96: Einfluss der Halbzeugoberfläche gegen unbeheizte PTFE-Folie bei 23 °C auf den a) Verlauf des dynamischen Reibungskoeffizienten als Mittelwert aus jeweils 100 Wiederholungen bei 0,3 MPa und b) dem Mittelwert des dynamischen Reibungskoeffizienten aus dem Mittelwert von jeweils 100 Wiederholungen für drei Normaldruckniveaus 118
- Abbildung 97: Einfluss der Halbzeugoberfläche bei 23 °C auf a) den Verlauf des dynamischen Reibungskoeffizienten beim Übergang von PTFE-Folie auf polierten Edelstahl für eine konstante Normalkraft von 1200 N und auf b) die Mittelwerte des dynamischen Reibungskoeffizienten nach dem Übergang von PTFE-Folie auf poliertem Edelstahl 119
- Abbildung 98: Einfluss des Halbzeugs bei 23 °C auf a) den Stauchungskraftverlaufs für einen Normaldruck von 0,3 MPa und auf b) das globale Maximum des Stauchungskraftverlaufs für drei Normaldruckniveaus 120
- Abbildung 99: a) Ziehstempelkraftverlauf  $F_{ZS,4}$  ( $s_{ZS}$ ) für drei Faltenhalterdruckniveaus  $p_{N,FH}$  von Trayforma PE gegen die Werkzeugoberflächenkonfiguration PTFE-Folie/ PTFE-Folie; b) Vergleich zwischen dem angepassten Ziehstempelkraftprofil  $F_{ZS,4}$  ( $s_{ZS}$ ) und dem empirischen Modell der Prozesskräfte  $F_{PK,4}$  ( $s_{HZ,FH}$ ) für einen Faltenhalterdruck  $p_{N,FH}$  von 0,3 MPa; sowie die empirischen Modelle aller aktiven Prozesskraftkomponenten während Tiefziehvariante 4 122
- Abbildung 100: Vergleich zwischen dem angepassten Ziehstempelkraftprofil  $F_{ZS,4}$  ( $s_{ZS}$ ) und dem empirischen Modell der Prozesskräfte  $F_{PK,4}$  ( $s_{HZ,FH}$ ) für drei Faltenhalterdruckniveaus von Trayforma PE gegen die Werkzeugoberflächenkonfiguration PTFE-Folie / PTFE-Folie 123
- Abbildung 101: a) Ziehstempelkraftverlauf  $F_{ZS,4}$  ( $s_{ZS}$ ) für einen Faltenhalterdruck  $p_{N,FH}$  von 0,3 MPa von Trayforma PE gegen die Werkzeugoberflächenkonfiguration PTFE-Folie/ polierter Edelstahl; b) Vergleich zwischen dem angepassten Ziehstempelkraftprofil  $F_{ZS,4}$  ( $s_{ZS}$ ) und dem empirischen Modell der Prozesskräfte  $F_{PK,4}$  ( $s_{HZ,FH}$ ) für einen Faltenhalterdruck  $p_{N,FH}$  von 0,3 MPa; sowie die empirischen Modelle aller aktiven Prozesskraftkomponenten während Tiefziehvariante 4 124
- Abbildung 102: a) Ziehstempelkraftverlauf  $F_{ZS,4}$  ( $s_{ZS}$ ) für drei Faltenhalterdruckniveaus  $p_{N,FH}$  von Trayforma PET gegen die Werkzeugoberflächenkonfiguration PTFE-Folie/ PTFE-Folie; b) Vergleich zwischen dem angepassten Ziehstempelkraftprofil  $F_{ZS,4}$  ( $s_{ZS}$ ) und dem empirischen Modell der Prozesskräfte  $F_{PK,4}$  ( $s_{HZ,FH}$ ) für einen Faltenhalterdruck  $p_{N,FH}$  ( $s_{SZ}$ ) von 0,3 MPa; sowie die empirischen Modelle aller aktiven Prozesskraftkomponenten während Tiefziehvariante 4 125

- Abbildung 103: Vergleich zwischen dem angepassten Ziehstempelkraftprofil  $F_{ZS.4}$  ( $s_{ZS}$ ) und dem empirischen Modell der Prozesskräfte  $F_{PK.4}$  ( $s_{HZ.FH}$ ) für drei Faltenhalterdruckniveaus von Trayforma PET gegen die Werkzeugoberflächenkonfiguration PTFE-Folie / PTFE-Folie  
125
- Abbildung 104: a) Ziehstempelkraftverlauf  $F_{ZS.4}$  ( $s_{ZS}$ ) für drei Faltenhalterdruckniveaus  $p_{N.FH}$  von Trayforma PET gegen die Werkzeugoberflächenkonfiguration PTFE-Folie/ polierter Edelstahl; b) Vergleich zwischen dem angepassten Ziehstempelkraftprofil  $F_{ZS.4}$  ( $s_{ZS}$ ) und dem empirischen Modell der Prozesskräfte  $F_{PK.4}$  ( $s_{HZ.FH}$ ) für einen Faltenhalterdruck  $p_{N.FH}$  ( $s_{SZ}$ ) von 0,3 MPa; sowie die empirischen Modelle aller aktiven Prozesskraftkomponenten während Tiefziehvariante 4  
126
- Abbildung 105: Vergleich zwischen dem angepassten Ziehstempelkraftprofil  $F_{ZS.4}$  ( $s_{ZS}$ ) und dem empirischen Modell der Prozesskräfte  $F_{PK.4}$  ( $s_{HZ.FH}$ ) für drei Faltenhalterdruckniveaus mit Trayforma PET gegen die Werkzeugoberflächenkonfiguration Teflonfolie / polierter Edelstahl  
127
- Abbildung 106: a) Ziehstempelkraftverlauf  $F_{ZS.4}$  ( $s_{ZS}$ ) für drei Faltenhalterdruckniveaus  $p_{N.FH}$  von Trayforma Special PET gegen die Werkzeugoberflächenkonfiguration PTFE-Folie / PTFE-Folie; b) Vergleich zwischen dem angepassten Ziehstempelkraftprofil  $F_{ZS.4}$  ( $s_{ZS}$ ) und dem empirischen Modell der Prozesskräfte  $F_{PK.4}$  ( $s_{HZ.FH}$ ) für einen Faltenhalterdruck  $p_{N.FH}$  von 0,3 MPa; sowie die empirischen Modelle aller aktiven Prozesskraftkomponenten während Tiefziehvariante 4  
128
- Abbildung 107: Vergleich zwischen dem angepassten Ziehstempelkraftprofil  $F_{ZS.4}$  ( $s_{ZS}$ ) und dem empirischen Modell der Prozesskräfte  $F_{PK.4}$  ( $s_{HZ.FH}$ ) für drei Faltenhalterdruckniveaus von Trayforma Special PET gegen die Werkzeugoberflächenkonfiguration PTFE-Folie / PTFE-Folie  
128
- Abbildung 108: a) Ziehstempelkraftverlauf  $F_{ZS.4}$  ( $s_{ZS}$ ) für drei Faltenhalterdruckniveaus  $p_{N.FH}$  von Trayforma Special PET gegen die Werkzeugoberflächenkonfiguration polierter Edelstahl/ polierter Edelstahl; b) Vergleich zwischen dem angepassten Ziehstempelkraftprofil  $F_{ZS.4}$  ( $s_{ZS}$ ) und dem empirischen Modell der Prozesskräfte  $F_{PK.4}$  ( $s_{HZ.FH}$ ) für einen Faltenhalterdruck  $p_{N.FH}$  von 0,3 MPa; sowie die empirischen Modelle aller aktiven Prozesskraftkomponenten während Tiefziehvariante 4  
129
- Abbildung 109: Vergleich zwischen dem angepassten Ziehstempelkraftprofil  $F_{ZS.4}$  ( $s_{ZS}$ ) und dem empirischen Modell der Prozesskräfte  $F_{PK.4}$  ( $s_{HZ.FH}$ ) für drei Faltenhalterdruckniveaus von Trayforma Special PET gegen die Werkzeugoberflächenkonfiguration polierter Edelstahl / polierter Edelstahl  
130

**TABELLENVERZEICHNIS**

Tabelle 1: Festgelegte geometrische Abmessungen der Ersatzversuche	42
Tabelle 2: Auswahl der Kraftsensoren für die Ersatzversuche	45
Tabelle 3: Geometrische Abmessungen der Umformwerkzeuge und des Ziehteils für die Referenzversuche	56
Tabelle 4: Prozessparameter für die Referenzversuche	57
Tabelle 5: Geometrie und Parameter für den 2-Punkt-Biegeversuch	68
Tabelle 6: Geometrische Modifikationen Tiefziehvariante 1	70
Tabelle 7: Geometrische Modifikationen Tiefziehvariante 2	73
Tabelle 8: Geometrie und Parameter für den Streifenzugversuch	78
Tabelle 9: Geometrie und Parameter für den Doppelstreifenzugversuch	85
Tabelle 10: Vergleich der rekonstruierten und gemessenen globalen Maxima der Stempelkraftkurve sowie deren prozentuale Abweichung voneinander	96
Tabelle 11: Geometrie und Parameter für den Stauchungsversuch	98
Tabelle 12: Vergleich der rekonstruierten und gemessenen globalen Maxima der Ziehstempelkraftkurve sowie deren prozentuale Abweichung voneinander für die Werkzeugkonfiguration Teflonfolie/ Teflonfolie gegen Trayforma	109
Tabelle 13: Übersicht der Halbzeuge	115
Tabelle 14: Übersicht Halbzeug-/ Werkzeugoberflächen-Kombinationen	121
Tabelle 15: Vergleich der rekonstruierten und gemessenen globalen Maxima der Stempelkraftkurve sowie deren prozentuale Abweichung voneinander für die Werkzeugkonfiguration PTFE-Folie / PTFE-Folie gegen Trayforma PE	123
Tabelle 16: Vergleich der rekonstruierten und gemessenen globalen Maxima der Ziehstempelkraftkurve sowie deren prozentuale Abweichung voneinander für die Werkzeugkonfiguration Teflonfolie / polierter Edelstahl gegen Trayforma PE	124
Tabelle 17: Vergleich der rekonstruierten und gemessenen globalen Maxima der Ziehstempelkraftkurve sowie deren prozentuale Abweichung voneinander für die Werkzeugkonfiguration PTFE-Folie / PTFE-Folie gegen Trayforma PET	126

Tabelle 18: Vergleich der rekonstruierten und gemessenen globalen Maxima der Ziehstempelkraftkurve sowie deren prozentuale Abweichung voneinander für die Werkzeugkonfiguration PTFE-Folie / polierter Edelstahl gegen Trayforma PET	127
Tabelle 19: Vergleich der rekonstruierten und gemessenen globalen Maxima der Ziehstempelkraftkurve sowie deren prozentuale Abweichung voneinander für die Werkzeugkonfiguration Teflonfolie / Teflonfolie gegen Trayforma Special PET	129
Tabelle 20: Vergleich der rekonstruierten und gemessenen globalen Maxima der Ziehstempelkraftkurve sowie deren prozentuale Abweichung voneinander für die Werkzeugkonfiguration polierter Edelstahl / polierter Edelstahl gegen Trayforma Special PET	130

**ABKÜRZUNGS- UND SYMBOLVERZEICHNIS**

<b>Abkürzung/Index</b>	<b>Bezeichnung</b>
2PBV	2-Punkt Biegeversuch
a	außen
B	Biegung
ca.	circa
CD	Cross-machine direction
d. h.	das heißt
DSZV	Doppelstreifenzugversuch
EK	Einlaufkante
ESTV	Erweiterter Stauchungsversuch
FE/FEM	Finite-Elemente/Finite-Elemente-Methode
FH	Faltenhalter
G	Gewichts(-kraft)
Ges./ges.	Gesamt/gesamt
i	Index bzw. innen
kin	kinetostatisch
M	Mantel(-fläche)
MD	Machine Direction
N	Normal (orthogonal wirkend)
O	Ober(-fläche)
PE	Polyethylen
PEEK	Polyetheretherketon
PET	Polyethylenterephthalat
Pr	Probenzuschnitt
PTFE	Polytetrafluorethylen
R/r	Reibung/reibbedingt
RB	Rückbiegung

---

rel	relativ
S	Stauchbruch
SCT	Short Span Compression Test
SSW	Streifenstauchwiderstand
St	Stauchung
stat	statisch
STV	Stauchungsversuch
SZV	Streifenzugversuch
tech	technologisch
TZV	Tiefziehversuch
ZB	Ziehbüchse
ZS	Ziehstempel
ZSK	Ziehstempelkante
ZSM	Ziehstempelmantel
ZSp	Ziehspalt
ZT	Ziehteil
<b>Formelzeichen</b>	<b>Bezeichnung</b>
a	Abstand
a <sub>2PBV</sub>	Horizontaler Abstand zwischen den Werkzeugen während des 2-Punkt Biegeversuchs
A	Fläche
b	Breite
b <sub>HZ</sub>	Breite der Halbzeugzuschnitte für alle Ersatzversuche
b <sub>HZ.2PBV</sub>	Breite des Halbzeugzuschnitts für den 2-Punkt Biegeversuch
b <sub>HZ.DSZV</sub>	Breite des Halbzeugzuschnitts für den Doppelstreifenzugversuch
b <sub>HZ.STV</sub>	Breite des Halbzeugzuschnitts für den Stauchungsversuch
b <sub>HZ.SZV</sub>	Breite des Halbzeugzuschnitts für den Streifenzugversuch
b <sub>StB.STV</sub>	Breite der Stauchungsplatte für den Stauchungsversuch

---

$b_{WKZ.2PBV}$	Breite der Werkzeugplatte für den 2-Punkt Biegeversuch
$b_{WKZ.DSZV}$	Breite der Werkzeugplatte für den Doppelstreifenzugversuch
$b_{WKZ.STV}$	Breite der Werkzeugplatte für den Stauchungsversuch
$b_{WKZ.SZV}$	Breite der Werkzeugplatte für den Streifenzugversuch
$d_{FH.n}$	Abstand des Faltenhalters zum Halbzeugzuschnitt während Tiefziehvariante n
E	Elastizitätsmodul
f	Weg
F	Kraft
$F_B$	Biegekraft
$F_{B.2PBV}$	Biegekraft während des 2-Punkt Biegeversuch
$F_{B.Bruch}$	Biegebruchkraft
$F_{RB}$	Rückbiegekraft
$F_{B.EK}$	Biegekraft um die Einlaufkante in die Ziehbüchse während des Tiefziehversuchs
$F_{B.EK.n}$	Biegekraft um die Einlaufkante in die Ziehbüchse während Tiefziehvariante n
$F_{B.PK.n}$	Summe aller Biegekraftkomponenten während Tiefziehvariante n
$F_{B.RB}$	Rückbiegekraft um die Einlaufkante in die Ziehbüchse während des Tiefziehversuchs
$F_{B.RB.n}$	Rückbiegekraft um die Einlaufkante in die Ziehbüchse während Tiefziehvariante n
$F_{B.ZSK}$	Biegekraft um die Ziehstempelkante während des Tiefziehversuchs
$F_{B.ZSK.n}$	Biegekraft um die Ziehstempelkante während Tiefziehvariante n
$F_{B.ZSM}$	Biegekraft um die Mantelfläche der Ziehbüchse während des Tiefziehversuchs
$F_{B.ZSM.n}$	Biegekraft um die Mantelfläche der Ziehbüchse während Tiefziehvariante n
$F_{Diff.STV}$	Berechnete Differenzkraft während des Stauchungsversuch
$F_{Diff.ZS}$	Berechnete Differenzkraft während des Tiefziehversuchs
$F_G$	Gewichtskraft

---

$F_{\text{Ges.STV}}$	Gesamtkraft während des Stauchungsversuch
$F_{\text{Ges.SZV}}$	Gesamtkraft während des Streifenzugversuch
$F_{\text{Halte.n}}$	Rückhaltekraft während Tiefziehvariante n
$F_{\text{K.ESTV}}$	Kompressionskraft während des Erweiterten Stauchungsversuchs
$F_{\text{K.ZSp}}$	Kompressionskraft im Ziehspalt
$F_{\text{K.ZSp.MS}}$	Kompressionskraft im Ziehspalt gemessen mit dem Messstempel
$F_{\text{N.DSZV}}$	Normalkraft während des Doppelstreifenzugversuch
$F_{\text{N.FH}}$	Normalkraft durch den Faltenhalter während des Tiefziehversuchs
$F_{\text{N.DSZV}}$	Normalkraft während des Doppelstreifenzugversuchs
$F_{\text{N.STV}}$	Normalkraft während des Stauchungsversuchs
$F_{\text{N.SZV}}$	Normalkraft während des Streifenzugversuchs
$F_{\text{PK.n}}$	Summe aller Prozesskraftkomponenten während Tiefziehvariante n
$F_{\text{R}}$	Reibungskraft
$F_{\text{R.DSZV}}$	Reibungskraft während des Doppelstreifenzugversuch
$F_{\text{R.EK}}$	Reibungskraft zwischen Halbzeug und Einlaufkante in die Ziehbüchse während des Tiefziehversuchs
$F_{\text{R.EK.n}}$	Reibungskraft zwischen Halbzeug und Einlaufkante in die Ziehbüchse während Tiefziehvariante n
$F_{\text{R.FH}}$	Reibungskraft zwischen Halbzeug und Faltenhalter während des Tiefziehversuchs
$F_{\text{R.FH.n}}$	Reibungskraft zwischen Halbzeug und Faltenhalter während Tiefziehvariante n
$F_{\text{R.PK.n}}$	Summe aller Reibkraftkomponenten während Tiefziehvariante n
$F_{\text{R.SZV}}$	Reibungskraft während des Streifenzugversuchs
$F_{\text{R.ZB}}$	Reibungskraft zwischen Halbzeug und Ziehbüchsenstirnfläche während des Tiefziehversuchs
$F_{\text{R.ZB.n}}$	Reibungskraft zwischen Halbzeug und Ziehbüchsenstirnfläche während Tiefziehvariante n
$F_{\text{R.ZSp}}$	Reibungskraft zwischen Halbzeug und Ziehbüchseninnenkontur während des Tiefziehversuchs
$F_{\text{R.ZSp.n}}$	Reibungskraft zwischen Halbzeug und Ziehbüchseninnenkontur während Tiefziehvariante n

---

$F_S$	Stauchbruchkraft in Blattebene
$F_{SCT}$	Stauchungskraft in Blattebene während des Short Span Compression Tests
$F_{STFI}$	Stauchungskraft in Blattebene während des STFI's
$F_{St}$	Stauchungskraft in Blattebene während des Tiefziehversuchs
$F_{St.n}$	Stauchungskraft in Blattebene während Tiefziehvariante n
$F_{St.PK.n}$	Summe aller Stauchungskraftkomponenten während Tiefziehvariante n
$F_{St.STV}$	Stauchungskraft in Blattebene während des Stauchungsversuchs
$F_{ZS}$	Ziehstempelkraft während des Tiefziehversuchs
$F_{ZS.n}$	Ziehstempelkraft während Tiefziehvariante n
$h$	Höhe
$h_{HZA.DSZV}$	Höhe der Halbzeugaufnahme für den Doppelstreifenzugversuchs
$h_{WKZ.2PBV}$	Höhe der Werkzeugplatte für den 2-Punkt Biegeversuch
$h_{WKZ.DSZV}$	Höhe der Werkzeugplatte für den Doppelstreifenzugversuchs
$h_{WKZ.STV}$	Höhe der Werkzeugplatte für den Stauchungsversuchs
$h_{WKZ.SZV}$	Höhe der Werkzeugplatte für den Streifenzugversuchs
$h_{ZB}$	Höhe der Ziehbüchseninnenkontur
$h_{ZS}$	Höhe des Ziehstempels
$h_{ZT}$	Zargenhöhe des Formteils
$I$	Flächenträgheitsmoment
$k_{B.n}$	Faktor zur Interpolation der Rückbiegungskraft während Tiefziehvariante n
$k_{STV}$	Stauchungsverhältnis während des Stauchungsversuchs
$k_{TZV}$	Stauchungsverhältnis während des Tiefziehversuchs
$l$	Länge
$l_{HZA.SZV}$	Länge der Halbzeugaufnahme für den Streifenzugversuchs
$l_{HZ.2PBV}$	Länge des Halbzeugzuschnitts während des 2-Punkt Biegeversuchs
$l_{HZ.STV}$	Länge des Halbzeugzuschnitts während des Stauchungsversuchs

---

$l_{HZ.SZV}$	Länge des Halbzeugzuschnitts während des Streifenzugversuchs
$l_{HZ.B.2PBV}$	Biegelänge des Halbzeugzuschnitts während des 2-Punkt Biegeversuchs
$l_{HZ.R.DSZV}$	Max. Länge des Halbzeugzuschnitts in Kontakt mit den Werkzeugplatten während des Doppelstreifenzugversuchs
$l_{HZ.R.SZV}$	Max. Länge des Halbzeugzuschnitts in Kontakt mit den Werkzeugplatten während des Streifenzugversuchs
$l_{SZV}$	Freie Länge zwischen der Halbzeugaufnahme und den Werkzeugplatten während des Streifenzugversuchs
$l_{WKZ.2PBV}$	Länge der Werkzeugplatte für den 2-Punkt Biegeversuchs
$l_{WKZ.DSZV}$	Länge der Werkzeugplatte für den Doppelstreifenzugversuchs
$l_{WKZ.R.SZV}$	Max. Länge des Reibkontakts zwischen dem Halbzeugzuschnitt und den Werkzeugplatten während des Streifenzugversuchs
$l_{WKZ.R.DSZV}$	Max. Länge des Reibkontakts zwischen dem Halbzeugzuschnitt und den Werkzeugplatten während des Doppelstreifenzugversuchs
$l_{WKZ.PTFE.DSZV}$	Länge des Reibkontakts zwischen dem Halbzeugzuschnitt und der PTFE-Folie während des Doppelstreifenzugversuchs
$l_{WKZ.VA.DSZV}$	Länge des Reibkontakts zwischen dem Halbzeugzuschnitt und polierten Edelstahl während des Doppelstreifenzugversuchs
$l_{WKZ.STV}$	Länge der Werkzeugplatte für den Stauchungsversuchs
$l_{WKZ.SZV}$	Länge der Werkzeugplatte für den Streifenzugversuchs
$p$	Druck
$p_{K.ZSp}$	Berechneter Kompressionsdruck während des Tiefziehversuchs
$p_{K.ZSp.MS}$	Berechneter Kompressionsdruck während des Tiefziehversuchs mit dem Messstempel
$p_{N.FH}$	Normaldruck durch den Faltenhalter
$p_{N.STV}$	Normaldruck während des Stauchungsversuchs
$p_{N.SZV}$	Normaldruck während des Streifenzugversuchs
$r$	Radius
$r_{a.FH}$	Äußerer Radius des Faltenhalters
$r_{i.FH}$	Äußerer Radius des Faltenhalters
$r_{HZ.TZV}$	Radius Halbzeugzuschnitt für alle Umformversuche und Tiefziehvarianten

---

$r_{HZ.TZV.i}$	Innerer Radius des Halbzeugzuschnitt für alle Umformversuche und Tiefziehvarianten
$r_{ZB}$	Radius der Ziehbüchseninnenkontur
$r_{ZS}$	Radius des Ziehstempels
$r_{ZS.1}$	Radius des Ziehstempels während Tiefziehvariante 1, 2, 3 und 4
$r_{ZT}$	Radius des Formteils
$R_{EK}$	Radius des Einlaufkante in die Ziehbüchseninnenkontur
$s$	Weg
$S_{2PBV}$	Biegeweg während des 2-Punkt Biegeversuchs
$S_{DSZV}$	Zugweg des Halbzeugzuschnitts während des Doppelstreifenzugversuchs
$S_{HZ.FH}$	Bewegung des Halbzeugzuschnitts unterhalb des Faltenhalters
$S_{K.ESTV}$	Werkzeuggestbewegung während des Erweiterten Stauchungsversuchs
$S_{ST}$	Stempelweg
$S_{STV}$	Kompressionsweg des Halbzeugzuschnitts während des Stauchungsversuchs
$S_{SZV}$	Zugweg des Halbzeugzuschnitts während des Streifenzugversuchs
$S_{ZS}$	Ziehstempelweg
$SSW$	Streifenstauchwiderstand
$S_B$	Biegesteifigkeit
$t_{HZA.DSZV}$	Dicke der Halbeugaufnahme während des Doppelstreifenzugversuchs
$t_{StB.STV}$	Dicke des Stauchungsblechs während des Stauchungsversuchs
$U$	Spannung
$V_{2PBV}$	Werkzeuggeschwindigkeit während des 2-Punkt Biegeversuchs
$V_{rel}$	Relativgeschwindigkeit
$V_{DSZV}$	Werkzeuggeschwindigkeit während des Doppelstreifenzugversuchs
$V_{STV}$	Werkzeuggeschwindigkeit während des Stauchungsversuchs
$V_{SZV}$	Werkzeuggeschwindigkeit während des Streifenzugversuchs
$V_{ZS}$	Ziehstempelgeschwindigkeit

---

$W_{B,2PBV}$	Biege widerstand während des 2-Punkt Biegeversuchs
$W_{B,n}$	Interpolierter Biege widerstand während Tiefziehvariante n
$W_{St.STV}$	Stauchungswiderstand während des Stauchungsversuchs
$\alpha_B$	Biege kraftanstiegswinkel
$\alpha_{PZ}$	Öffnungswinkel des Halbzeugzuschnitts für Tiefziehvariante 1, 2 und 3
$\beta_{MS}$	Eingriffswinkel des Messstempels
$\mu$	Reibungskoeffizient
$\mu_{DSZV}$	Reibungskoeffizient während des Doppelstreifen zugversuchs
$\pi$	Kreiszahl
$\varphi$	Biege winkel
$\varphi_{el}$	Biege winkel am Ende des elastischen Bereichs
$\varphi_{Bruch}$	Biegebruchwinkel
$\varphi_{RB}$	Rückbiege winkel
$\phi_{MS}$	Konizitätswinkel des Messstempels
$\phi_{ZS}$	Konizitätswinkel des Ziehstempels

# 1 EINLEITUNG

Die Verpackung ist das Bindeglied zwischen der zumeist regional und zeitlich getrennten Konsumgüterproduktion und dem Endverbraucher. Sie muss den Schutz des Packguts vor mechanischen, klimatischen und biologischen Belastungen garantieren, die effiziente Handhabung einer großen Anzahl von Verpackungen innerhalb der Warenverteilung sicherstellen und gleichzeitig den Informationsaustausch zwischen dem Produzenten und dem Verbraucher am Point Of Sale gewährleisten (BLEISCH ET AL., 2011). Nachdem die Verpackung diese Aufgaben erfüllt hat, muss sie entsorgt werden. Während Deutschland mit dem Dualen System (DSD) seit einigen Jahrzehnten einen Mechanismus zur Vorsortierung von naturfaserbasierten Materialien (Papier, Karton und Pappe), Kunststoff- und Metallverpackungen, sowie Bioabfälle installiert hat, werden in vielen Ländern mit geringem Einkommen, auch in der EU, noch immer über 80 % der Abfälle ungetrennt deponiert. Vor allem viele Kunststoffverpackungen gelangen dadurch in die Umwelt und setzen potenziell schädliche Substanzen, wie z.B. Additive, frei. Von der Deponie gelangen zudem bis zu 12 Mio. Tonnen Kunststoffabfälle durch Flüsse und Wind in die Weltmeere (JAMBECK ET AL., 2015). Die mechanische Belastung durch Umwelteinflüsse auf die Kunststoffabfälle führt zudem zu einer fortschreitenden Zerkleinerung der Kunststoffkomponenten zu Mikropartikeln (THOMPSON ET AL., 2004). An diese Mikropartikel lagern sich persistente organische Schadstoffe an (OGATA ET AL., 2009), die über kleinste Meereslebewesen in die Nahrungskette gelangen und dort toxisch wirken können (TANAKA ET AL., 2013). Vor diesem Hintergrund ist eine deutliche Reduktion von petrochemisch konstruierten Kunststoffen auf ein die Funktion der jeweiligen Anwendung sicherndes Minimum in allen Branchen, insbesondere der Verpackungstechnik, von großer Bedeutung.

Neben Kunststoffen finden vor allem naturfaserbasierte Packstoffe wie Papier und Karton, Verwendung bei der Konstruktion von Packmitteln. Verpackungskomponenten aus naturfaserbasierten Materialien werden durch Formgebung aus einer Suspension (Urformen) oder Formgebung aus einem Halbzeug mit geringem Vorfertigungsgrad (z.B. flächiger Kartonzuschnitt) durch Umformen erzeugt. Die Urformung zeichnet sich vor allem durch eine sehr große Formenvielfalt aus, besitzt gleichzeitig aber auch eine energetisch aufwendige Prozessführung (TWEDE ET AL., 2015). Außerdem ist das Urformen aufgrund der langen Abkühl- und Trocknungszeiten des Fasergusses wenig geeignet um beispielsweise in einen Form-, Füll- und Verschlussprozess integriert zu werden. Die zweidimensionale Umformung von naturfaserbasierten Packstoffen entlang einer geraden Linie wird durch die Verfahren Biegen, Wickeln und Falten abgebildet und findet vor allem Anwendung in der Herstellung von Dosen und Faltschachteln (TENZER, 1989). Deren Herstellung ist allerdings aufgrund verschiedener Teilvorgänge und dem Zusammensetzen von einzelnen Verpackungskomponenten komplex und erfordert einen großen Aufwand zur technischen Umsetzung. Darüber hinaus sind diese Verfahren in der Formgestaltung limitiert.

Eine vielversprechende Alternative stellt das mehrdimensionale Umformen von naturfaserbasierten, flächigen Halbzeugen mit geringem Vorfertigungsgrad zur Herstellung von dreidimensionalen Hohlkörpern mit hohem Umformgrad dar. Innerhalb dieser

Verfahrenskategorie wird zwischen dem Tiefziehen mit unmittelbarer Kompression (HAUPTMANN, 2010), dem Pressformen (LEMINE ET AL., 2013) und dem Hydroformen (ÖSTLUND ET AL., 2011) unterschieden. Bei allen drei Umformprozessen wird das Halbzeug gegen den Widerstand eines Faltenhalters durch die vertikale Bewegung eines Stempelwerkzeugs in eine formgebende Matrize gezogen. Beim Tiefziehen mit unmittelbarer Kompression ist die Matrize mit einer senkrecht verlaufenden Innenkontur ausgeführt, während bei den Pressformen und Hydroformen die Matrize als ein Gesenk dargestellt ist. Durch die senkrecht verlaufende Matrizeninnenkontur kann in Kombination mit dem Stempel beim Tiefziehen mit unmittelbarer Kompression ein Ziehspalt realisiert werden, in dem das Halbzeug während der Umformung geführt wird (HAUPTMANN ET AL., 2016). Hierdurch können deutlich größere Umformverhältnisse aus Bodengeometrie und Zargenhöhe im Vergleich zu den beiden anderen Umformverfahren erreicht werden (HAUPTMANN, 2017).

Die Verarbeitung von naturfaserbasierten Materialien führt dabei schnell an Prozessgrenzen bei der Herstellung von Packmitteln. Das inhomogene und volatile Verhalten des Naturstoffes ist bisher immer noch ein Grund, weshalb der Tiefziehprozess mit unmittelbarer Kompression nicht flächendeckend in der Industrie Anwendung findet. In der Praxis ist das Risiko für die Entwicklung einer neuen Maschinengeneration zu hoch, solange keine breite Wissensbasis zu den Wechselwirkungen zwischen Einflussgrößen auf den Umformprozess und resultierenden Prozesskräften vorhanden ist.

Die Motivation der Arbeit ist es eine Wissensbasis zu erarbeiten, um die Prozesssicherheit beim Tiefziehen mit unmittelbarer Kompression zu verbessern und eine effiziente und zuverlässige Herstellung von Primärverpackungen aus Fasermaterial zu gewährleisten. Hierzu müssen alle resultierenden Prozesskräfte innerhalb des Umformprozesses identifiziert und deren Wechselwirkungen mit relevanten Einflussgrößen quantifiziert und evaluiert werden.

## 2 STAND DER WISSENSCHAFT UND TECHNIK

### 2.1 TIEFZIEHEN MIT UNMITTELBARER KOMPRESSION

#### 2.1.1 Prozessablauf, Werkzeuggestaltung und Versuchsträger

Einen ersten umfassenden wissenschaftlichen Überblick über den Umformprozess liefert SCHERER (1932) und definiert das Tiefziehen von Karton darin als Umformvorgang, bei dem ein flacher Halbzeugzuschnitt durch einen Ziehstempel gegen den Widerstand eines Faltenhalters in bzw. durch eine formgebende Ziehbüchse gezogen wird (Abbildung 1a). Die beim Tiefziehen hergestellten formstabilen Hohlkörper werden demnach als Ziehteil oder Formteil bezeichnet und sind durch einen senkrechten Winkel zwischen Ziehteilboden und Zargenwand charakterisiert (Abbildung 1b).

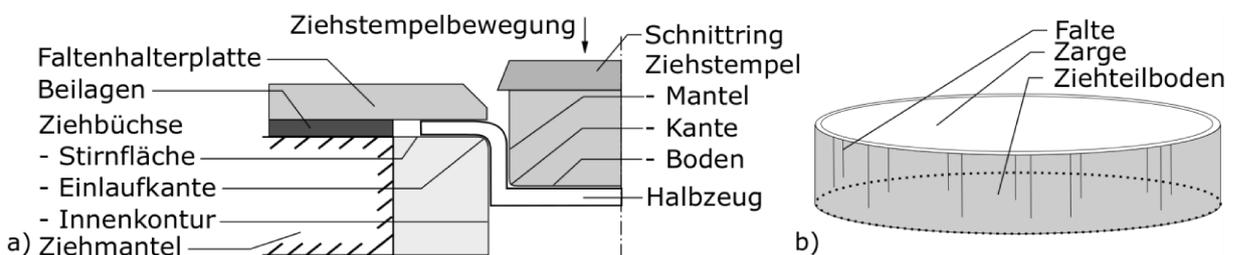


Abbildung 1: Schematische Darstellung der a) Werkzeuganordnung zum Tiefziehen von Karton nach SCHERER (1932) und b) eines Ziehteils

Der Ziehstempel bildet die Geometrie des Ziehteilbodens ab. Der Übergang zwischen Ziehstempelboden und Ziehstempelmantelfläche wird Stempelkante genannt. Luftkanäle im Stempel sollen einen Unterdruck zwischen Stempel und Formteil vermeiden, wodurch eine einfachere Entformung des Ziehteils gewährleistet wird.

Die Faltenhalterplatte wird durch sogenannte Beilagen, meist als Passbleche ausgeführt, in einem definierten Abstand zur Stirnfläche der Ziehbüchse montiert. Der Übergang zwischen der Stirnfläche der Ziehbüchse und der Ziehbüchseninnenkontur wird abgerundet dargestellt und als Einlaufkante bezeichnet. Die Matrize kann als beidseitig offene Ziehbüchse oder als einseitig geschlossenes Gesenk ausgeführt werden, wobei im Folgenden nur die offene Prozessvariante betrachtet wird.

In SCHERER (1932) wird die Ziehbüchse beheizt, der Ziehstempel dagegen nicht. Dennoch wird die Werkzeugtemperatur von beiden Werkzeuganordnungen erfasst, indem ein Thermometer durch eine Bohrung möglichst nahe an die jeweilige Kontaktfläche mit dem Verarbeitungsgut gebracht wird. Im Gegensatz zu den Produktionsmaschinen seiner Zeit fügt SCHERER (1932) eine mechanische Kraftmessvorrichtung oberhalb des Ziehstempels hinzu, um die Ziehkraft zu erfassen. Die Kraftmessvorrichtung besteht aus einer Anordnung zweier Federn, deren Verschiebung aufgrund der kumulierten Widerstandskraft am Ziehstempel während der Umformung einer Gewichtskraft zugeordnet wird. Die so ermittelte Stempelkraft dient SCHERER (1932) im Verlauf seiner Arbeit als charakteristische Vergleichsgröße um den Einfluss von verschiedenen Materialien und Prozessparameter zu evaluieren.

HESSE & TENZER (1963) bzw. TENZER (1989) zeigen als Erweiterung der Werkzeuganordnung von SCHERER (1932) ein Werkzeug mit gefederter Bodenplatte in einer zweiten Ziehbüchse, die unterhalb der ersten Ziehbüchse angeordnet wird. Die sogenannte Kalibrierbüchse hat einen geringeren Durchmesser als die Ziehbüchse und soll damit die Zarge stärker verpressen. Zudem ist sie ebenfalls beheizt, wodurch das Formteil zusätzlich getrocknet werden soll. HAUPTMANN (2017) kann keinen signifikanten Einfluss der Kalibrierbüchse auf die Formteilqualität erkennen, weshalb im Folgenden nicht weiter auf die Kalibrierbüchse eingegangen wird. Die Bodenplatte dient als Gegenwerkzeug für eine Bodenprägung des Formteils in Kombination mit der Ziehstempelgeometrie. Die Feder unterhalb der Bodenplatte soll das Formteil entgegen der Umformrichtung aus der unteren Ziehbüchse herausdrücken.

HAUPTMANN (2010) erweitert die Prozessführung beim Tiefziehen von Karton durch den Einsatz eines kraftgeregelten Faltenhalters, ähnlich den Niederhaltesystemen aus der Metallumformung (DOEGE & BEHRENS, 2006). HAUPTMANN ET AL. (2015) führen außerdem die Bezeichnung Tiefziehen mit unmittelbarer Kompression für den Umformprozess ein, die im Folgenden einheitlich verwendet wird. Abbildung 2 zeigt schematisch den Prozessablauf beim Tiefziehen mit unmittelbarer Kompression mit einem kraftgeregelten Faltenhalter. Das Halbzeug wird auf der Ziehbüchsenstirnfläche positioniert (Abbildung 2a). Anschließend bringt der Faltenhalter durch zwei symmetrisch angeordnete Hydraulikzylinder eine definierte Normalkraft auf das Halbzeug auf (Abbildung 2b).

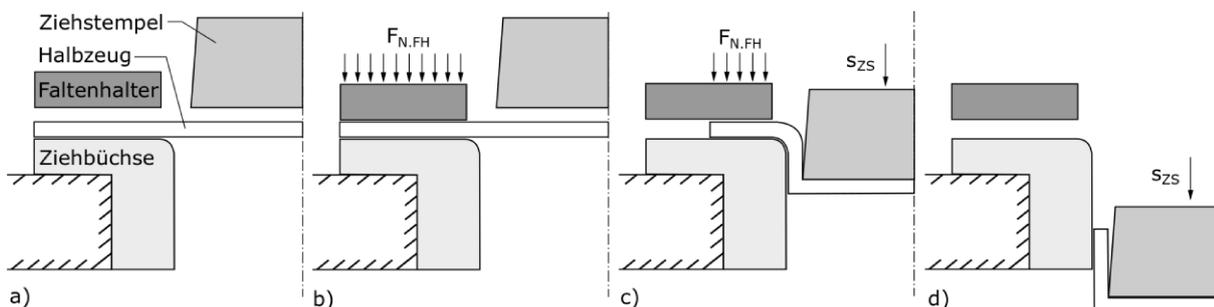


Abbildung 2: Schematische Darstellung des Prozessablaufs Tiefziehen mit unmittelbarer Kompression aus HAUPTMANN (2010)

Die Kraftregelung erfolgt indirekt durch das Signal jeweils zweier Drucksensoren an den Hydraulikzylindern (Abbildung 3a). Durch die Vorgabe von 10 Stützstellen innerhalb der Kraftregelung kann ein nahezu beliebiges Faltenhalterkraftprofil über den Stempelweg realisiert werden. Nachdem die Faltenhalterkraft erreicht ist, verlässt der Ziehstempel seine Ausgangsposition und zieht das Halbzeug in die Ziehbüchse hinein (Abbildung 2c). Durch die Ziehstempelbewegung  $s_{ZS}$  reduziert sich die Oberfläche des Probenzuschnitts unterhalb des Faltenhalters. Durch eine der Stempelbewegung angepassten Reduktion der Faltenhalterkraft  $F_{N,FH}(s_{ZS})$  kann hierdurch ein nahezu konstanter Druck  $p_{N,FH}(s_{ZS})$  realisiert werden. Die Rückhaltewirkung des Faltenhalters endet, nachdem das Halbzeug vollständig in die Ziehbüchse eingezogen wurde (Abbildung 2d). Anschließend wird das Halbzeug aus der Ziehbüchse herausgezogen und durch den Rückhub des Ziehstempels an der Ziehbüchse abgestreift. HAUPTMANN (2010) erfasst ebenfalls die Stempelkraft, allerdings mit einem

Kraftsensor und 63 kN Nennkraft (Abbildung 3a). In Zusammenarbeit mit LOHSE ET AL. (2010) entsteht ein elektrohydraulisch angetriebener Versuchsträger für den erweiterten Umformprozess (Abbildung 3b). Außerdem kann neben der Ziehbüchse auch der Ziehstempel jeweils mit einer Anordnung von mehreren Heizpatronen separat beheizt werden.

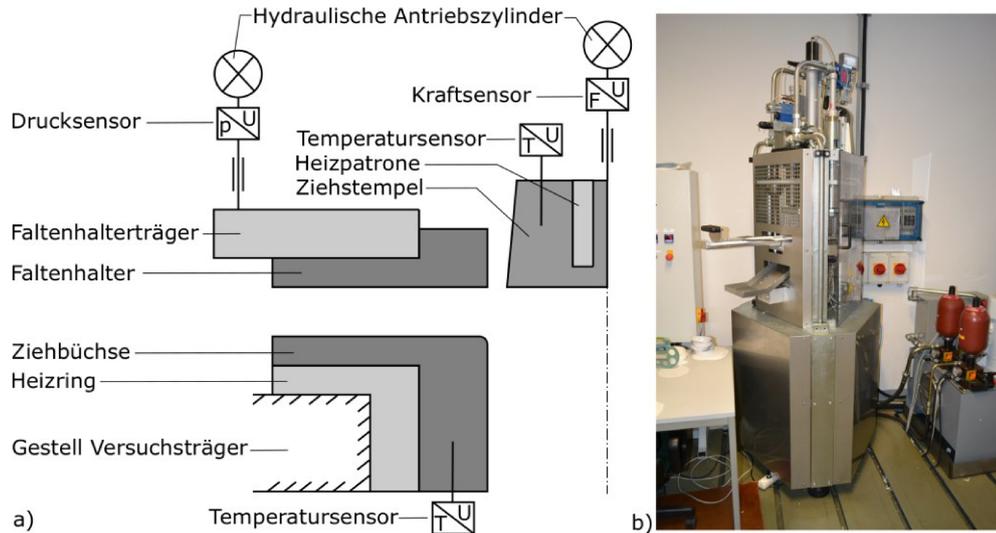


Abbildung 3: a) Schematische Darstellung der Werkzeuganordnung zum Tiefziehen mit unmittelbarer Kompression nach HAUPTMANN (2010), b) Hydraulischer Versuchsträger zum Tiefziehen mit unmittelbarer Kompression nach HAUPTMANN (2010) und LOHSE ET AL. (2010)

### 2.1.2 Identifizierung und Charakterisierung der Prozesskräfte

SCHERER (1932) identifiziert mit der Faltenbildung und der anschließenden Faltenverpressung zwei wesentliche Teilvorgänge beim Tiefziehen mit unmittelbarer Kompression.

Bedingt durch den geringeren Umfang der Ziehbüchseninnenkontur im Vergleich zum Umfang des Halbzeugzuschnitts entsteht durch die Ziehstempelbewegung ein Materialüberschuss in Blattebene, woraus eine Stauchungskraft  $F_{St}$  ( $s_{zs}$ ) resultiert. Diese Druckkraft in Blattebene verursacht nach SCHERER (1932) Wölbungen am Umfang des Halbzeugzuschnitts, die sich in den charakteristischen Falten manifestieren. HAUPTMANN (2010) zeigt diesen Zustand in seiner Arbeit anhand eines teilweise eingezogenen Formteils ohne den Einsatz des Faltenhalters (Abbildung 4).



Abbildung 4: Teilweise eingezogenes Formteil ohne Faltenhalter aus HAUPTMANN (2010)

Innerhalb der Werkzeuganordnung nach SCHERER (1932) (Abbildung 1a) kommt das gewölbte Halbzeug anschließend in Kontakt mit der Faltenhalterplatte, die wenige zehntel Millimeter

über dem ungeformten Halbzeug montiert ist. Durch den Widerstand der Faltenhalterplatte wird ein fortgesetztes, freies Ausweichen des Halbzeugs aus der Ebene unterbunden. Gleichzeitig entsteht durch die Querschnittsvergrößerung des Halbzeuges unterhalb des Faltenhalters eine Normalkraft  $F_{N,FH}$ , die den Widerstand gegen die Biegung des Halbzeugs aus der Blattebene heraus erhöht. Die Erhöhung des Biege widerstands sorgt schließlich dafür, dass sich nicht mehr nur wenige Falten mit einer großen Materialansammlung bilden, sondern viele Falten mit einer geringeren Materialakkumulation. Durch den Einsatz des kraftgeregelten Faltenhalters nach HAUPTMANN (2010) kann die wirksame Normalkraft  $F_{N,FH}$  definiert auf dem Halbzeug appliziert werden und ist nicht abhängig von der Faltenbildung.

Durch die Normalkraft  $F_{N,FH}$  und die Vorschubbewegung  $s_{ZS}$  werden gleichzeitig zwei Reibungskräfte zwischen dem Halbzeug und dem Faltenhalter  $F_{R,FH}(s_{ZS})$  bzw. der Ziehbüchsenstirnfläche  $F_{R,ZB}(s_{ZS})$  induziert. Beide Reibungskräfte verursachen zudem in Kombination mit der Stauchungskraft in Blattebene  $F_{St}(s_{ZS})$  eine Rückhaltewirkung des Halbzeugs, wodurch eine dritte Reibungskraft  $F_{R,EK}(s_{ZS})$  entlang der Einlaufkante in die Ziehbüchse entsteht. Nachdem der Stempelkantenradius, den Einlaufkantenradius der Ziehbüchse vollständig passiert hat, wird das in Falten gelegte Halbzeug zwischen Ziehbüchseninnenkontur und Ziehstempel innerhalb des Ziehspalts verpresst, wodurch eine Normalkraft  $F_{K,ZSp}(s_{ZS})$  orthogonal zur Vorschubbewegung des Ziehstempels entsteht. Durch die Kompressionskraft im Ziehspalt  $F_{K,ZSp}(s_{ZS})$  wird außerdem die Reibungskraft  $F_{R,ZSp}(s_{ZS})$  induziert.

Aufgrund der Vorschubbewegung des Ziehstempels orthogonal zur Ebene des Halbzeugzuschnitts wird das Halbzeug um die Einlaufkante in die Ziehbüchse, die Ziehstempelkante und den Ziehstempelmantel gebogen. Die hieraus resultierenden Biege widerstände  $F_{B,EK}(s_{ZS})$ ,  $F_{B,ZSK}(s_{ZS})$  und  $F_{B,ZSM}(s_{ZS})$  wirken der Biegerichtung entgegen. Zusätzlich wirkt die Rückbiegekraft  $F_{B,RB}(s_{ZS})$  der Biegung um die Einlaufkante der Ziehbüchse  $F_{B,EK}(s_{ZS})$  entgegen.

HAUPTMANN (2010) unterteilt die wirksamen Prozesskräfte darüber hinaus nach den technologisch bedingten Reibungskräften zwischen dem Halbzeug und den kontaktierenden Werkzeuoberflächen (Abbildung 5a) sowie den Kraftbestandteilen die für die Formänderung des Halbzeugs verantwortlich sind (Abbildung 5b).

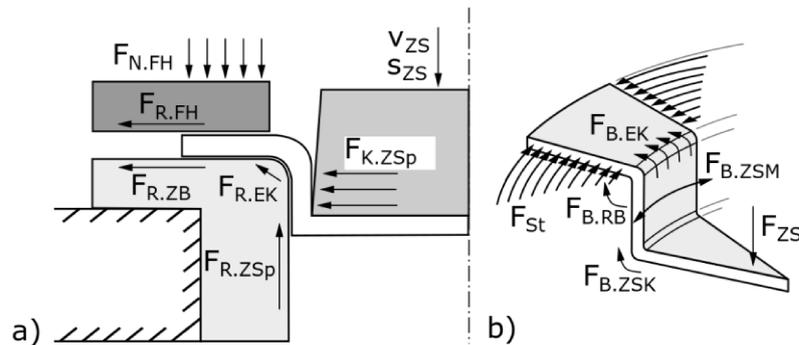


Abbildung 5: Unterteilung der Prozesskräfte beim Tiefziehen mit unmittelbarer Kompression nach HAUPTMANN (2010) in a) technologisch bedingte Reibungskräfte und b) technologisch bedingte Formänderungskräfte

Solange das Halbzeug in Kontakt mit dem Faltenhalter steht und der Stempelkantenradius den Einlaufkantenradius passiert hat, sind alle Prozesskräfte gleichzeitig aktiv und überlagern bzw. beeinflussen sich gegenseitig. SCHERER (1932) und HAUPTMANN (2010) erfassen beide die Stempelkraft als Summe aller gleichzeitig wirksamen Prozesskräfte und nutzen sie als Vergleichsgröße zur Charakterisierung der Einflussfaktoren auf den Umformprozess. Eine differenzierte Betrachtung einzelner Prozesskräfte innerhalb des Stempelkraftverlaufs ist hierdurch aber nicht möglich.

SCHERER (1932) beschreibt eine Methode zur Bestimmung der Biegekraft- und der Reibungskraftanteile isoliert von der Stauchungskraft in Blattebene. Hierzu wird der Halbzeugzuschnitt modifiziert, indem Aussparungen in Form von Dreiecken entlang des Umfangs herausgetrennt werden. Ohne überschüssiges Material findet auch keine Formänderung in Blattebene statt. Scherer kann diese Methode aber nicht anwenden, da der Normkrafteintrag durch den Faltenhalter erst durch die Querschnittsvergrößerung des Halbzeugs infolge der Stauchung in Blattebene entsteht. Ohne den Kräfteintrag durch den Faltenhalter entsteht aber auch keine Rückhaltwirkung aufgrund von Reibung entlang der Werkzeugoberflächen. Außerdem wirkt keine Kompressionskraft im Ziehspalt und dadurch auch keine Reibungskraft. Durch die Prozessführung mit kraftgeregeltem Faltenhalter nach HAUPTMANN (2010) würde diese Methode zumindest teilweise funktionieren, aber bisher gibt es hierzu im Stand der Technik keine Veröffentlichungen.

SCHERER (1932) beschreibt eine weitere Methode zur teilweisen Isolation von Prozesskräften. Durch die Erweiterung des Ziehspalts schließt er eine Kompression des gefalteten Halbzeugs im Ziehspalt aus (Abbildung 6a). Ohne die Kompression im Ziehspalt wird auch kein Reibungswiderstand  $F_{R.ZSp}$  induziert. Diese modifizierte Variante des Tiefziehens mit unmittelbarer Kompression ähnelt stark den Pressformen oder Hohlkörperprägen (LEMINE ET AL., 2013), ohne in der Stempelendlage eine Verpressung der Zarge des Ziehteils anzustreben. Abbildung 6b zeigt ein schematisches Diagramm mit den qualitativen Verläufen einer Ziehstempelkraftkurve mit und ohne Kompression im Ziehspalt nach SCHERER (1932). Die Stempelkraftkurve ohne Kompression im Ziehspalt endet, nachdem das Halbzeug den

Bereich des Faltenhalters vollständig verlassen hat und aufgrund des großen Ziehspalts keine kompressionsinduzierte Reibung stattfindet.

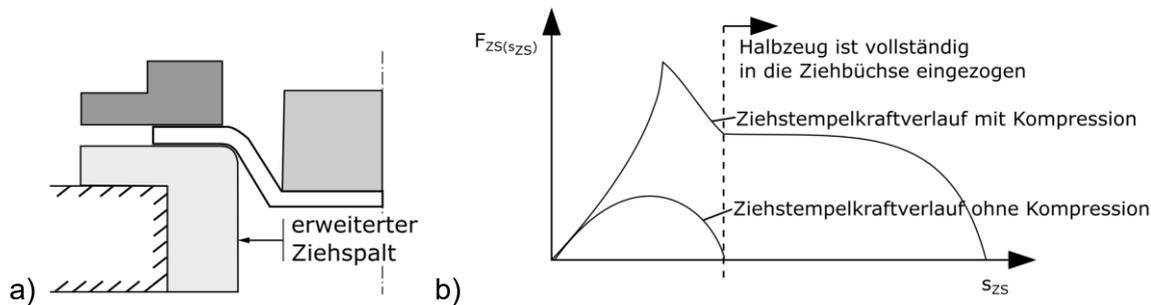


Abbildung 6: Schematische Darstellung a) des Tiefziehens mit erweitertem Ziehspalt nach SCHERER (1932) und b) der daraus resultierenden qualitativen Stempelkraftverläufe

Eine weitere Isolation der Prozesskräfte innerhalb des Umformprozesses ist im Stand der Technik nicht beschrieben. SCHERER (1932) und HAUPTMANN (2010) nutzen deswegen Ersatzversuche zur empirischen Charakterisierung einzelner Prozesskräfte.

### 2.1.3 Charakterisierung der Prozessparameter

Ohne die Möglichkeit einer differenzierten Betrachtung der Prozesskräfte während des Umformprozesses zeigen SCHERER (1932) und HAUPTMANN (2010) stattdessen Methoden zur Beurteilung der Qualität der Ziehteile, um indirekt den Einfluss der Prozessparameter auf den Umformprozess zu charakterisieren.

HAUPTMANN (2010) wertet die Verteilung der charakteristischen Falten mit Hilfe eines Mikroskops vom Typ Eclipse LV 100 der Firma Nikon aus. Die Kalibrierung erfolgt anhand eines Glaslineals, das eine Auflösung der Messung im Bereich von  $10\ \mu\text{m}$  ermöglicht. Die Auszählung der Falten unter dem Mikroskop erfolgt manuell, weshalb diese Art der Faltenauswertung nur für wenige Versuchspunkte sinnvoll durchgeführt werden kann. Dennoch kann HAUPTMANN (2010) damit die Faltenhalterkraft als wesentlichen Einflussfaktor auf die Faltenverteilung identifizieren. Um die Auswertung der Faltenverteilung zu automatisieren nutzen WALLMEIER ET AL. (2014) einen Bildauswertalgorithmus zur Erfassung der Faltenverteilung aus Bilddaten, die er mithilfe des Kamerasystems Lucia ToolScan R360 von der ganzen Zarge aufnimmt. Wallmeier definiert Kriterien zur Detektion des Faltenverlaufs auf den digitalen Bildern durch Auswertung von Farbunterschieden zwischen einzelnen Pixeln. Die Qualität der Faltenauswertung wird maßgeblich durch die Auflösung der erfassten Bilddaten bestimmt. Mit zunehmender Bildauflösung steigt aber auch der Zeitaufwand, um die komplette Zarge zu erfassen. MÜLLER ET AL. (2017B) zeigen eine deutlich schnellere Methode zur Erfassung der Faltenverteilung, indem er mit Hilfe einer Eigenkonstruktion einen Lasertriangulationssensor nutzt, um die Oberflächentopographie der Zarge zu vermessen. Er beschreibt einen Auswertungsalgorithmus, der durch Festlegung einer materialspezifischen Grenzamplitude und geeigneter Filterverfahren die sichere Bestimmung der Falten aus dem Messsignal ermöglicht. Müller validiert seine Ergebnisse mit der Methode zur

Faltenauswertung von HAUPTMANN (2010). Der Einsatz definierter Faltenhalterkraftprofile kann die Faltenverteilung und das erreichbare Umformverhältnis optimieren, indem die Faltenhalterkraft im Verhältnis zu der Oberfläche des Halbzeugs unter dem Faltenhalter angepasst wird (HAUPTMANN ET AL., 2016). Mit einer signifikanten Verbesserung der Faltenverteilung wird die automatisierte Erfassung der Faltenverteilung von WALLMEIER ET AL. (2014) und MÜLLER ET AL. (2017B) aber ungenauer. Beide geben als Maß für die Faltenverteilung die Anzahl erkannter Faltenbrüche an. Sind diese durch die Auswertalgorithmen nicht mehr sicher zu erfassen, ergibt sich das Paradoxon, dass trotz verbesserter Ziehteilqualität deutlich weniger Falten erkannt werden. Eine Lösung dieses Problems wird bisher im Stand der Technik nicht beschrieben.

Neben dem Einfluss des Faltenhalters auf die Materialverteilung benennt SCHERER (1932) außerdem die Werkzeugtemperatur und die Präparation des Halbzeugs mit Wasser oder einer Seifenlösung als weitere wesentliche Einflussfaktoren auf den Verformungsprozess. Durch die Beheizung der Ziehbüchse wird laut Scherer die Belastung auf das Halbzeug durch den Ziehprozess signifikant verringert. Scherer weist nach, dass sich die Formungsarbeit durch den Einfluss der Ziehtemperatur verringert und gibt 130 °C als eine günstige mittlere Ziehbüchsentemperatur an. Der Ziehstempel und die Faltenhalterplatte werden nicht aktiv beheizt. Scherer weist aber darauf hin, dass beide Werkzeuge durch den Wärmeübergang und je nach Dauer der Versuche ebenfalls erwärmt werden, im Falle des Stempels auf ca. 2/3 der Ziehbüchsentemperatur. Eine separate Erwärmung des Stempels erscheint Scherer vorteilhaft, wird aber in seiner Arbeit nicht umgesetzt. HAUPTMANN (2010) bestätigt diese Annahme und hebt den Einfluss der kumulierten Wärmeenergie durch die unabhängig voneinander beheizten Werkzeuge Ziehbüchse und Ziehstempel auf das Umformergebnis hervor. Die Erhöhung der Materialfeuchtigkeit auf ca. 8 bis 10 % führt nach SCHERER (1932) zu einer Verringerung der Materialfestigkeit bzw. der inneren Reibung und des elastischen Verformungsanteils, wodurch die Formungsarbeit verringert werden kann. Auch HAUPTMANN (2010) kann diese Annahme in seinen Versuchen bestätigen und geht davon aus, dass eine hohe Werkzeugtemperatur in Kombination mit einer angepassten Materialfeuchte zu einer Verringerung der Festigkeit des Fasermaterials führt, ähnlich wie in KUBÁT (1969) und SALMÉN ET AL. (1985) beschrieben.

Die Verpressung des überschüssigen Materials in den charakteristischen Falten benennt SCHERER (1932) als maßgeblichen Mechanismus um der Rückfederung der Zarge entgegenzuwirken. Die Differenz zwischen dem geometrischen IST-Zustand des Formteils und der ideellen Formenvorgabe durch die Umformwerkzeuge bezeichnet Scherer als Formhaltigkeit. HAUPTMANN (2010) definiert die Durchbiegung der Zargenwand und deren Rückstellwinkel als Zielgrößen für die messtechnische Charakterisierung der Formabweichung. HAUPTMANN (2010) erfasst jeweils in Hauptfaserrichtung (MD für „machine direction“) und senkrecht dazu (CD für „cross machine direction“) des Halbzeugs eine digitale Bildaufnahme, woraus sich jeweils zwei Rückstellwinkel und zwei Durchbiegungen auswerten lassen. WALLMEIER ET AL. (2014) erfassen die Formabweichungen mit Hilfe des Kamerasystems Lucia ToolScan R360 und dem dort eingebauten Lasertriangulationssensor. Durch einen angetriebenen Drehteller kann das Formteil von allen Seiten betrachtet werden,

wodurch die messtechnische Erfassung der ganzen Zargenoberfläche möglich wird. Durch einen Software-Algorithmus (iterative closest point) können Fehler durch Exzentrizitäten bei der Probeneinspannung erfolgreich kompensiert werden.

Formabweichungen insbesondere Durchbiegungen der Zarge werden durch plastische Deformationen aufgrund der Bewegung des Halbzeugs um die Biegekanten von Ziehstempel und Ziehbüchse verursacht. Diese plastischen Deformationen können durch die Zufuhr von thermischer Energie im Ziehspalt zwischen dem beheizten Ziehstempel und der beheizten Ziehbüchse kompensiert und zum Teil neutralisiert werden (HAUPTMANN, 2010). Die Feuchtigkeit spielt eine untergeordnete Rolle, da das Halbzeug im beheizten Ziehspalt schnell austrocknet. Die Kompression im Ziehspalt scheint keinen Einfluss zu haben, allerdings werden alle Untersuchungen zu diesem Einflussfaktor durch die Beheizung der Werkzeuge überlagert (HAUPTMANN, 2010; WALLMEIER ET AL., 2014). Der Rückstellwinkel kann ebenfalls durch die Zufuhr thermischer Energie verringert werden. Eine höhere Flächenbezogene Masse des Halbzeugs und ein größerer Ziehspalt verstärken dagegen den Effekt der Materialrückstellung. HAUPTMANN (2010) erklärt die Wechselwirkungen mit der Austrocknung des Materials. Übereinstimmend benennen HAUPTMANN (2010) und WALLMEIER ET AL. (2014) die Faltenhalterkraft als negativen Einflussfaktor auf die Durchbiegung der Zarge, d.h. eine zunehmende Faltenhalterkraft verstärkt die Abweichung von der idealen Form. Dieser negative Effekt kann durch Zufuhr thermischer Energie kompensiert werden (WALLMEIER ET AL., 2014). Eine zu geringe Faltenhalterkraft führt dagegen zu wenigen großen Materialansammlungen über dem Zargenumfang, wodurch lokale Schwärzungen und Zipfelbildung (Abbildung 7) entstehen können. HEINZ (1967) empfiehlt eine konische Verjüngung des Ziehstempels entgegen der Umformrichtung um die ansteigende Materialakkumulation in den Falten gleichmäßig zu verpressen. Die Größe des Ziehspalts richtet sich dabei nach der Verdichtbarkeit des Halbzeugs und wird bisher ausschließlich empirisch ermittelt (HAUPTMANN, 2010).



Abbildung 7: Ziehteil mit Zipfelbildung und lokalen Schwärzungen aus HAUPTMANN (2010)

#### 2.1.4 Halbzeuge

Das zum Tiefziehen mit unmittelbarer Kompression genutzte Halbzeug besteht im Wesentlichen aus Cellulose, Hemicellulose und Resten von Lignin, das bei der Papierherstellung nicht vollständig aus den Zellwänden eliminiert worden ist. Die Festigkeit innerhalb des Faserverbundes entsteht zu einem geringen Teil durch die mechanische Verfilzung der Fasern untereinander und zu einem signifikant größeren Teil durch die Ausbildung von Wasserstoffbrückenbindungen zwischen Hydroxylgruppen innerhalb der Fasern (BOS, 2006). Durch eine Verringerung der Materialfeuchte wird nach Bos hierdurch

eine höhere Festigkeit des Fasermaterials erreicht. In den Freiräumen zwischen den ineinander verschränkten Fasern, auch Poren genannt, können Füll- bzw. Hilfsstoffe eingelagert werden, wodurch sich das Porenvolumen verringert. Füllstoffe werden durch Zugabe von polymeren Retentionsmitteln innerhalb der Faserstruktur gebunden und bestehen unter anderem aus Kaolin, Talkum oder Titanoxid. Hilfsstoffe binden selbständig innerhalb der Faserstruktur z.B. als Harzleim oder Stärke (Bos, 2006) und verbessern die Oberflächenstruktur bzw. die Festigkeit des Fasermaterials.

Durch den Blattbildungsprozess innerhalb der Papiermaschine richten sich die meisten Fasern in Richtung der Maschinenlaufrichtung (MD) aus. Orthogonal dazu richten sich dagegen wesentlich weniger Fasern aus. Diese ausgeprägte Richtungsorientierung der Faserstruktur wird als Anisotropie bezeichnet und ist im maschinellen Herstellungsprozess der Faserbahn nicht zu vermeiden. Durch die Anisotropie sind die mechanischen Eigenschaften des Fasermaterials richtungsabhängig, d.h. in MD ist die Widerstandsfähigkeit gegenüber einer mechanischen Belastung größer als in CD. Zusätzlich unterliegen die mechanischen Eigenschaften des Fasermaterials Schwankungen durch Inhomogenitäten innerhalb der Faser- und Füllstoffverteilung. Diese Ungleichmäßigkeiten werden durch natürliche Eigenschaftsschwankungen der Naturfasern und durch Ungleichverteilungen im Blattbildungsprozess innerhalb der Papiermaschine bestimmt. Ein weiterer Einflussfaktor auf die mechanischen Eigenschaften des Fasermaterials ist die Zweiseitigkeit. Die Entwässerung der Fasersuspension in der Papiermaschine erfolgt auf einem Trockensieb, wodurch zwischen Siebseite und Oberseite unterschieden werden muss. Durch den Einfluss der Schwerkraft bei der Trocknung entstehen Faserstoffmischungen und unterschiedliche Stoffkonzentrationen über der Dickenrichtung des Fasermaterials, die vor allem Einfluss auf die Topographie und Rauheit der jeweiligen Oberfläche haben (WILKEN, 1993).

Innerhalb der Struktur des Fasermaterials ist Wasser gebunden, entweder durch die Kapillarkwirkung innerhalb der Poren oder über Wasserstoffbrückenbindungen an den Fasern. Eine geringe Menge befindet sich auch innerhalb der Fasern. Durch die Stoffkomponenten Lignin, Cellulose und Hemicellulose tauscht das Fasermaterial Feuchtigkeit mit der Umgebung aus. Die Abgabe und Aufnahme von Umgebungsfeuchte wird Hygroskopizität genannt und ist abhängig von der Feuchtekonzentration und Temperatur der umgebenden Atmosphäre (WILKEN, 1993). Zusätzlich unterliegen die Adsorptions- und Desorptionsmechanismen einem Hysterese-Effekt, d.h. durch Aufnahme und Abgabe von Wasser entstehen nicht immer die gleichen Feuchtigkeitswerte innerhalb der Faserstruktur (UESAKA, 2002).

Fasermaterial reagiert auf mechanische Belastungen in der Blattebene und daraus resultierenden Verformungen durch zeitabhängig elastische und plastische Verformungsanteile. Mit zunehmender Belastungszeit wird der plastische Verformungsanteil größer und bei Entlastung entspannt sich das Material verzögert. Durch die Belastung werden Wasserstoffbrückenbindungen zerstört, die Fasern in Belastungsrichtung gestreckt und zum Teil auch gegeneinander verschoben. Dieser Effekt bezeichnet ein viskoelastisches Materialverhalten. In Dickenrichtung des Fasermaterials ist ein ähnliches Verhalten zu beobachten. Wird das Material komprimiert, verdichten sich zuerst die Freiräume zwischen

den Fasermaterialbestandteilen. Anschließend erhöht sich der Widerstand gegen die Komprimierung signifikant und die Verschiebung von Fasern gegeneinander beginnt (GROßMANN, 2009).

Nach SCHERER (1932) ist das Fasermaterial für den Umformprozess geeignet, wenn es „zäh“, „biegsam“ und „bildsam“ ist. Es sollte möglichst aus vielen dünnen Lagen zusammengesetzt sein, denn wenige dicke Lagen setzen der Materialverschiebung in den Falten mehr Widerstand entgegen. Durch übermäßiges Satinieren, dem Glätten des Fasermaterials in einem Kaland, wird das Material hart und steif, was sich negativ auf die Ziehfähigkeit auswirkt. SCHERER (1932) stellt Verhältniswerte zur Beurteilung der Ziehfähigkeit aus Zerreißversuchen unterschiedlicher Fasermaterialien auf. Demnach verhält sich die Zerreißarbeit bezogen auf einen Millimeter Materialstärke zwischen den betrachteten Fasermaterialien in etwa so wie ihre Ziehfähigkeit beim Tiefziehen. Dieser Ansatz basiert auf Erfahrungswerten aus der Praxis und beschreibt die Ziehfähigkeit nur sehr subjektiv. „Lederpappen“ bestehen z.B. aus Braunschiff. Die hierbei verwendeten Fasern sind relativ lang und geschmeidig, wodurch eine sehr gute Ziehfähigkeit von SCHERER (1932) bescheinigt wird. Dagegen eignen sich „Holzpappen“ aufgrund der vielen kurzen und spröden Fasern weniger für den Tiefziehprozess. Durch die Erwärmung innerhalb des Ziehprozesse werden die Ziehfähigkeitsverhältnisse nicht wesentlich beeinflusst, dennoch steigt die absolute Ziehfähigkeit unabhängig vom Material (SCHERER, 1932). Eine Präparation der Materialien mit Seifenlösung wirkt sich günstig auf die Ziehfähigkeit aus, weil hierdurch die innere und äußere Reibung des Fasermaterials gesenkt werden kann. Eindeutige Kriterien zur Charakterisierung der Ziehfähigkeit existieren nach HESSE & TENZER (1963) nicht. Zur Beurteilung der Ziehfähigkeit bedient man sich eines „Normal-Ziehwerkzeugs“ und empirischer Versuchsdurchführung.

HAUPTMANN (2010) benutzt zwei unterschiedliche Grammaturen eines ungestrichenen Triplexfasermaterials ZKH der Firma Mayr-Melnhof für seine Versuche. Wie von SCHERER (1932) empfohlen, ist auch dieses Material mit einer Seifenlösung präpariert. Durch die Erweiterung der Prozessführung mit Hilfe des kraftgeregelten Faltenhalters kann HAUPTMANN (2010) das Ziehverhältnis und die optische Qualität im Gegensatz zu allen vorhergehenden Arbeiten zum Thema Tiefziehen mit unmittelbarer Kompression signifikant vergrößern bzw. verbessern. Eine objektive Beschreibung der Ziehfähigkeit des Materials liefert er aber nicht.

HAUPTMANN ET AL. (2015) untersuchen den Einfluss des Porenvolumens, der Faserart und verschiedener Zusatzstoffe von Fasermaterialien die im Labormaßstab hergestellt wurden, sowie einem kommerziell verfügbaren Fasermaterial das in der Lebensmittelverpackung Anwendung findet. Neben Tiefziehversuchen mit der hydraulischen Umformmaschine aus HAUPTMANN (2010), setzen HAUPTMANN ET AL. (2015) zusätzlich Standardtests zur Beurteilung der Biegesteifigkeit (DIN 53121-1, 2008) und der Zugfestigkeit (DIN EN ISO 1924-2, 2009) ein. Zur Beurteilung der Umformqualität wird die automatische Erfassung der Faltenverteilung über dem Zargenumfang von WALLMEIER ET AL. (2014) durchgeführt. HAUPTMANN ET AL. (2015) beschreiben drei Phasen während des Umformprozesses durch Tiefziehen. In der initialen

Phase wird das Fasernetzwerk verformt ohne Falten zu bilden. Als wesentlicher Einflussfaktor hat sich hierbei das Porenvolumen gezeigt, d.h. je größer die Freiräume zwischen den Fasermaterialbestandteilen sind, desto größer ist die anfängliche, faltenfreie Ziehhöhe. Neben dem Porenvolumen wirkt auch eine gute Faser zu Faser Mobilität positiv auf die initiale faltenfreie Ziehhöhe, die vor allem durch Trennmittel und katonische Wachse verbessert wird. Ist das maximale Kompensationsvermögen des Fasermaterials erreicht, setzt Phase 2 ein. Die Deformation in Blattebene resultiert jetzt hauptsächlich in der Materialverschiebung in den Falten. Phase 3 findet gleichzeitig mit Phase 2 statt, wenn die Materialansammlung in den Falten im Ziehspalt verpresst wird. Die Materialverpressung wird durch die Zugabe von Additiven mit niedriger Schmelztemperatur unterstützt. HAUPTMANN ET AL. (2015) finden außerdem einen Zusammenhang zwischen einer niedrigen Zugfestigkeit bzw. einem niedrigen Biegesteifigkeitsindex und einer verbesserten Ziehfähigkeit der untersuchten Materialien. Der Biegesteifigkeitsindex berechnet sich dabei aus dem Verhältnis von Biegesteifigkeit und Materialstärke.

## 2.2 ERSATZVERSUCHE ZUR CHARAKTERISIERUNG DER PROZESSKRÄFTE

### 2.2.1 Reibung

Die erste wissenschaftliche Beschreibung der Reibung zwischen zwei Körpern wird von Leonardo da Vinci um ca. 1500 durchgeführt (MARKOV, 2012). Da Vinci zeigt mit Hilfe verschiedener Körper, die er über eine horizontale Fläche zieht, dass der Reibungswiderstand proportional zur Gewichtskraft des Reibkörpers und unabhängig von dessen Kontaktfläche mit dem Untergrund ist. AMONTONS (1699) greift die Ergebnisse von da Vinci auf und formuliert daraus den empirischen Zusammenhang zwischen der Reibungskraft  $F_R$ , der Normalkraft  $F_N$  und dem Reibungskoeffizienten  $\mu$  (Gl. 2). AMONTONS (1699) vermutet, wie schon da Vinci, die Oberflächenrauheit der beiden Reibpartner in Wechselwirkung miteinander als Erklärung für den Reibungswiderstand. Im Gegensatz dazu zeigt Desagulier um 1734, dass der Reibungswiderstand mit abnehmender Oberflächenrauigkeit der Kontaktflächen zunimmt und führt mit der Adhäsion den zweiten wesentlichen Reibungsmechanismus ein (MARKOV, 2012). Coulomb zeigt zudem das der Reibungswiderstand zwischen zwei Körpern gleichen Materials unabhängig von der Relativgeschwindigkeit ist und unterscheidet zuerst zwischen der Haft- und Gleitreibung (GILLMOR, 1972). Während die Haftreibung überwunden werden muss, um einen Körper relativ zu einem zweiten kontaktierenden Körper in Bewegung zu setzen, muss die Gleitreibung überwunden werden, um den Körper in Bewegung zu halten. Nach Coulomb (GILLMOR, 1972) ist die Haftreibung dabei stets größer als die Gleitreibung.

$$F_R = \mu \cdot F_N = \mu \cdot p_n \cdot A \quad \text{Gl. 1}$$

Unabhängig vom Material der Reibpaarung wird sowohl die Haft- als auch die Gleitreibung anteilig durch die beiden hauptsächlichsten Reibmechanismen Adhäsion und Deformation verursacht (BAYER & SIRICO, 1971; BOWDEN & TABOR, 1950; TABOR, 1981). Adhäsion wird

durch Abscheren von Adhäsionsbindungen in der Kontaktgrenzfläche bedingt (RABINOWICZ, 1965). Adhäsionsbindungen entstehen durch attraktive atomare Wechselwirkungen und chemische Bindung unmittelbar benachbarter Grenzflächen. Die Reichweite, der in starke Hauptvalenz- und schwache Nebervalenzbindungen eingeteilten, chemischen Bindungen ist begrenzt, weshalb Adhäsionsbindungen nur in der wahren Kontaktfläche ausgebildet werden (CZICHOS & HABIG, 2010; NISKANEN, 1998). Die wahre Kontaktfläche ist nach CZICHOS & HABIG (2010) definiert als die akkumulierte Kontaktfläche der Rauheitsspitzen zweier Grenzflächen. Die Oberflächenzusammensetzung und die freie Oberflächenenergie haben demnach einen signifikanten Einfluss auf die Adhäsionskomponente der Reibung (CZICHOS & HABIG, 2010).

Bei der Berührung und tangentialen Relativbewegung von Oberflächenschichten greifen Rauigkeitsspitzen ineinander, wodurch Kontaktdeformationen auftreten. Die Reibungsenergie wird nach HEILMANN & RIGNEY (1981) als Arbeit zur plastischen Deformation bei der Gleitbewegung angesehen. Bei Materialpaarungen unterschiedlicher Härte können härtere Rauigkeitshügel in weichere Materiallagen eindringen. Neben der Gegenkörperfurchung können auch eingebettete Verschleißpartikel, z.B. Titanoxid zum Weißen von Naturfasermaterialien, plastische Deformationen hervorrufen. Wesentlichen Einfluss auf die Deformationskomponente hat die Materialcharakteristik der Oberflächenschichten, wie etwa die Schubfestigkeit und Härte, sowie Normallast, Gleitgeschwindigkeit und Temperatur.

Zur Charakterisierung des Haft- und Gleitreibungskoeffizienten hat sich im Stand der Technik die Horizontale-Ebenen-Methode (Abbildung 8a) (DIN 53119-1, 1997; ISO 15359, 1999; TAPPI T 549, 1990; TAPPI T 816, 1992) und die Geneigte-Ebenen-Methode (Abbildung 8b) (TAPPI T 815, 2001; TAPPI T 548, 1990; TAPPI T 541, 1990) etabliert.

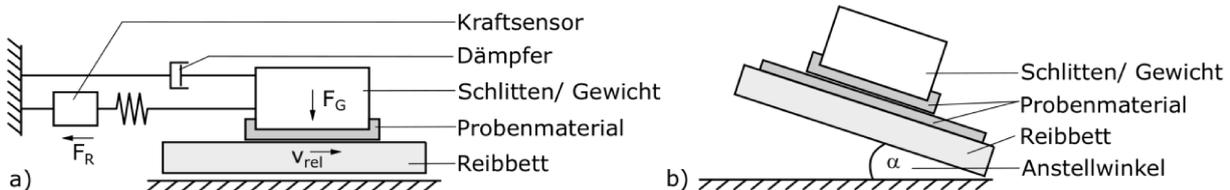


Abbildung 8: Schematische Darstellung der Reibungsmessung nach a) der Horizontalen-Ebenen-Methode (DIN 53119-1, 1997) und b) der Geneigten-Ebenen-Methode (TAPPI T 815, 2001)

DIN 53119-1 (1997) beschreibt die Messung des Reibungskoeffizienten wie folgt: Ein mit dem Probenmaterial präparierter Schliitten liegt auf dem beweglich gelagerten Reibbett auf. Der Schliitten hat eine Masse von 750 g, was umgerechnet auf die Reibfläche etwa  $0,0065 \text{ N/mm}^2$  entspricht. Die Relativgeschwindigkeit von  $0,004 \text{ mm/s}$  wird durch das Reibbett aufgebracht. Die Messung der Reibkraft erfolgt durch einen Kraftsensor, der zwischen Schliitten und Gestell gelagert ist. Ein Feder-/Dämpfer-System soll stick-slip-Verhalten, also abwechselnde Übergänge zwischen Haften und Gleiten kompensieren. TAPPI T 549 (1990) integriert den beschriebenen Messaufbau in eine Universal-Zugprüfmaschine, wobei der Schliitten über

einem ortsfesten Reibbett bewegt wird. Eine Beheizung ist in beiden Normen nicht vorgesehen.

Innerhalb der Geneigten-Ebenen-Methode (Abbildung 8b) wird ein Schlitten mit dem Probenmaterial präpariert und auf einem Reibbett positioniert. Durch den Schlitten lastet eine Normalkraft auf der Probenoberfläche. Anschließend wird der Anstellwinkel des Reibbetts im Bezug zur Horizontalen langsam erhöht bis der Schlitten beginnt sich zu bewegen. Der Tangens des Anstellwinkels, der den Übergang von Haften zu Gleiten markiert, kann mit dem Haftreibungskoeffizienten gleichgesetzt werden.

BLUME & STECKER (1967) zeigen eine Variante der Horizontalen-Ebenen-Methode (Abbildung 9). Zusatzgewichte drücken den festen Gleitschuh auf den in einem Luftlager horizontal frei beweglichen unteren Gleitschuh. Zwischen den beiden Gleitschuhen wird das Probenmaterial über eine Auf- und Abwicklung durchgeführt. Der Reibungswiderstand am unteren Gleitschuh wird durch eine Federwaage erfasst. Der obere Gleitschuh ist zudem kardanisch gelagert, wodurch er sich unter Normallast parallel an den oberen Gleitschuh anlegt. Der Geschwindigkeitsbereich kann zwischen 0,002 bis 3,3 m/s variiert werden. Die Normallast kann bis zu 50 N betragen, was bei der geringsten Reibfläche einem Normaldruck von ca. 3 N/mm<sup>2</sup> entspricht. Eine Beheizung der Gleitschuhe ist nicht vorgesehen.

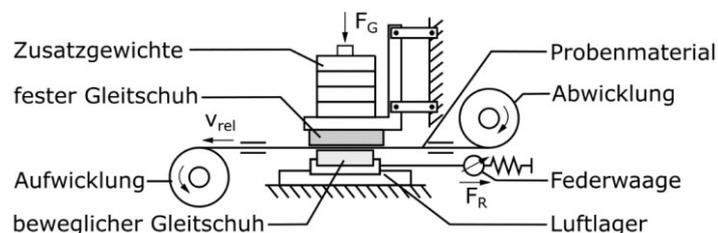


Abbildung 9: Schematische Darstellung der Reibungsmessung nach BLUME & STECKER (1967)

BLUME & STECKER (1967) untersuchen mit ihrem Reibmessgerät den Einfluss der Oberflächengüte der Gleitschuhe. Der Reibungskoeffizient steigt, je glatter der Gleitschuh ist. Zwar sinkt die Höhe der Rauheitsspitzen je glatter eine Oberfläche wird, aber die Anzahl der Rauheitsspitzen in Kontakt mit dem Fasermaterial steigt, wodurch die wahre Kontaktfläche zunimmt und somit die mechanischen Verhakungen zwischen den Kontaktpartnern. BLUME & STECKER (1967) weisen darauf hin, dass sich die Oberfläche der Gleitschuhproben schon nach wenigen Versuchsdurchläufen verändert, woraus ein geringerer Reibungskoeffizient resultiert. Mit zunehmender Normallast sinkt zudem der Reibungskoeffizient. Der Einfluss der Normalkraft ist am größten, je glatter die Oberfläche der Gleitschuhprobe ist. BLUME & STECKER (1967) erklären diesen Effekt mit dem größeren Anstieg der plastischen gegenüber den elastischen Verformungen bei steigender Normallast, wodurch die Anzahl der Verzahnungsvorgänge zwischen den Kontaktpartnern abnimmt. Ab einer materialspezifischen Normallast bleibt der Reibungskoeffizient mit weiter zunehmender Normalkraft konstant. Mit steigender Relativgeschwindigkeit nimmt auch der Reibungskoeffizient zu. Dieser Effekt wird durch eine glattere Oberfläche und kleinere Normallasten

verstärkt. Blume und Stecker erklären den Einfluss der Relativgeschwindigkeit damit, dass sich die Anzahl der mechanischen Verzahnungen pro Zeiteinheit mit höheren Geschwindigkeiten erhöht. Durch eine höhere Luftfeuchte steigt der Reibungskoeffizient, was sich nach Blume und Stecker durch stärker gequollene Fasern und deren bessere Anpassung an die Gleitschuhoberfläche bei gleichzeitig erhöhter wahrer Kontaktfläche erklären lässt.

BAUMGARTEN & KLINGELHÖFFER (1979) weichen mit ihrem Reibmessgerät von den oben beschriebenen Bauformen wesentlich ab (Abbildung 10). Die Papierprobe ist auf einer Spannwalze mit doppelseitigem Klebebande befestigt. Oberhalb der Spannwalze, anliegend an der Papierprobe, befindet sich ein Stahlstreifen, der durch ein Andruckgewicht auf die Papierprobe gepresst wird. Der Stahlstreifen ist über eine Kombination aus Feder und Kraftmessdose mit dem Gestell verbunden. Ein Antriebshebel übersetzt die translatorische Antriebsbewegung eines Mikromanipulators in eine Drehbewegung der Spannwalze. Aus der Rotation der Spannwalze resultiert eine Relativbewegung zwischen der Papierprobe und dem Stahlstreifen. Die maximale Umfangsgeschwindigkeit der Spannwalze wird mit 0,5 mm/s angegeben. Der Reibungswiderstand wird durch die Kraftmessdose erfasst. Resultierende Biegekräfte auf die Kraftmessdose infolge einer Auslenkung des Stahlstreifens aus der horizontalen Ebene durch das Andruckgewicht werden durch die beiden Federn kompensiert. Die maximale Normallast beträgt 4,3 N. BAUMGARTEN & KLINGELHÖFFER (1979) beschreiben einen generellen Anstieg des Reibungskoeffizienten bei steigender Relativgeschwindigkeit, ähnlich wie BLUME & STECKER (1967). Der Einfluss der Normallast ist dagegen abhängig von der Papierprobe. Bei silikoniertem Papier und Formulardruckpapier steigt der Reibungskoeffizient mit zunehmender Normallast. Bei allen anderen getesteten Papiersorten bleibt der Reibungskoeffizient konstant.

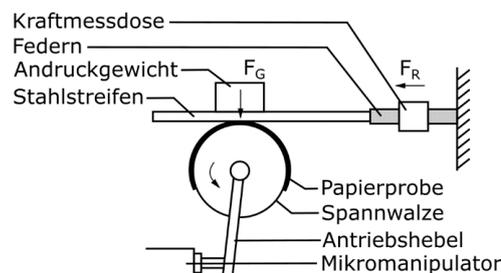


Abbildung 10: Schematische Darstellung der Reibungsmessung nach BAUMGARTEN & KLINGELHÖFFER (1979)

HUTTEL ET AL. (2014) stellen einen Versuchsstand zur Reibungsmessung mit aktiver Kraftregelung vor (Abbildung 11). Der Probenstreifen ist in einem horizontal gelagerten Schlitten eingespannt, der über einen Servoantrieb mit einer Maximalgeschwindigkeit von 370 mm/s frei positioniert werden kann. Für die Reibungsmessung wird der Probenstreifen zwischen zwei Werkzeugoberflächen positioniert. Das obere Werkzeug ist starr gelagert, während das untere Werkzeug durch vier miteinander verbundene Pneumatikzylinder vertikal bewegt werden kann. Die Pneumatik bringt die Normallast auf den Probenstreifen bzw. das obere Werkzeug auf. Die Normalkraftregelung erfolgt auf das Signal von vier dreidimensionalen Kraftsensoren unterhalb der Pneumatikantriebe. Bezogen auf die

Werkzeugfläche kann damit ein maximaler Normdruck von  $4 \text{ N/mm}^2$  auf die Papierprobe aufgebracht werden. Durch die Antriebsbewegung des Probenschlittens resultiert aus der pneumatischen Normallast ein Reibungswiderstand, der ebenfalls durch die vier dreidimensionalen Kraftsensoren erfasst werden kann. Wie in BLUME & STECKER (1967) wird das untere Werkzeug sphärisch gelagert, wodurch die Gleichverteilung der Normallast über der Werkzeugoberfläche bezogen auf den ganzen Messzyklus gewährleistet werden soll. HUTTEL ET AL. (2014) stellen die Normdruckverteilung über die Messstrecke für verschiedene Normlasten und Werkzeugsetups mittels Druckpapier dar. Druckpapiere haben verschiedene Normdruckbereiche, die durch eine Verfärbung des unter Druck stehenden Bereiches angezeigt werden. Die Gleichverteilung der Normallast verbessert sich mit steigendem Kraftbetrag. HUTTEL ET AL. (2014) untersuchen darüber hinaus den Einfluss der Normallast auf den Reibungskoeffizienten. Durch den Anstieg der Normallast von 100 N auf 750 N, steigt der Reibungskoeffizient signifikant an. Für die nächsten Kraftstufen bei 1100 N und 1700 N bleibt der Reibungskoeffizient dagegen konstant. HUTTEL ET AL. (2014) erklären den Anstieg durch eine sich aufbauende elektrostatische Kraft auf der Werkzeugoberfläche, die für größere Normlasten nur noch eine untergeordnete Rolle spielt. Eine Beheizung der Werkzeugoberflächen wird dabei nicht explizit erwähnt, weshalb davon ausgegangen werden muss, dass die Versuche bei Raumtemperatur durchgeführt wurden.

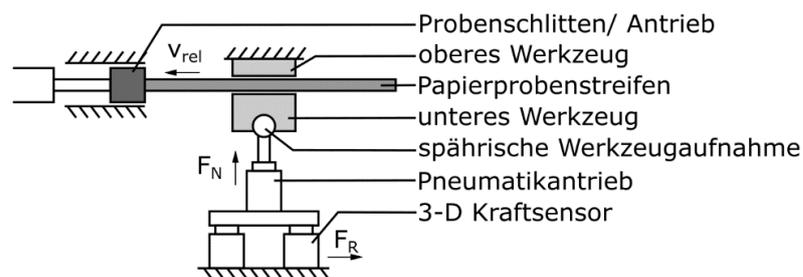


Abbildung 11: Schematische Darstellung der Reibungsmessung nach HUTTEL ET AL. (2014)

KAWASHIMA ET AL. (2008) untersuchen die Reibung zwischen Papierproben und einer Aluminiumplatte mit Hilfe eines Horizontalen-Ebenen-Messaufbaus. KAWASHIMA ET AL. (2008) zeigen nach mehrmaligen Wiederholungen der Messprozedur einen Anstieg des Reibungskoeffizienten bei ansonsten gleichen Versuchsparametern. Die Umgebung und die Aluminiumplatte werden dabei nicht beheizt. Zudem weist er darauf hin, dass es keinen ausgeprägten Kraftanstieg beim Übergang von Haften zum Gleiten gibt. Vielmehr steigt der Verlauf des Reibungskoeffizienten über dem Gleitweg an, bis ein relativ konstantes Plateau erreicht wird (Abbildung 12). Eine Erklärung für den Verlauf und Anstieg der Reibungskoeffizienten geben KAWASHIMA ET AL. (2008) nicht. Für ihre weiteren Untersuchungen nutzen sie lediglich den Bereich des konstanten Kurvenverlaufs nach etwa 15 mm Gleitweg.

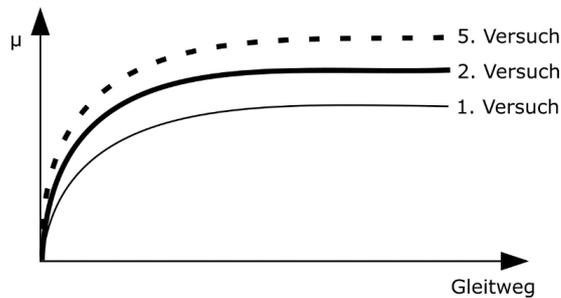


Abbildung 12: Qualitative Verläufe der dynamischen Reibungskoeffizienten für 5 aufeinanderfolgende Reibungsmessungen nach KAWASHIMA ET AL. (2008)

BACK (1991) beschreibt eine Methode zur Konditionierung von Metallproben vor der eigentlichen Reibungsmessung, die von W.J. Whitsitt erfunden wurde. Eine Quelle für diese Behauptung nennt er nicht. Demnach muss die Metallprobe 15-mal mit jeweils frischen Papierproben in Reibkontakt gebracht werden. Erst danach sind die eigentlichen Reibungsmessungen zulässig. Eine Erklärung welchen Effekt diese Vorkonditionierung hat, gibt BACK (1991) nicht. KORNFELD (1976) untersucht die triboelektrische Aufladung von elektrischen Isolatoren durch den wiederholten Reibkontakt mit immer frischen Papierproben. Er zeigt, dass selbst nach 80 Wiederholungen keine Sättigung der elektrischen Aufladung erreicht wird. NAKAYAMA (1996) beschreibt zudem eine Korrelation zwischen dem Oberflächenpotential durch die elektrostatische Aufladung und dem Reibungskoeffizienten zwischen zwei Isolatoren. Wenn das Oberflächenpotential gering ist, liegt ein niedriger Reibungskoeffizient vor.

Den Einfluss der Oberflächenenergie auf den Reibungskoeffizienten zeigen auch INOUE ET AL. (1990), allerdings für Papier-gegen-Papier-Reibung. INOUE ET AL. (1990) nutzen ein Reibungsmessgerät, das nach der Geneigten-Ebenen-Methode funktioniert (vgl. Abbildung 8b). Die Versuche wurden bei Normalklima und ohne Beheizung der Proben durchgeführt. INOUE ET AL. (1990) stellen fest, dass mit steigender freier Oberflächenenergie der Papierproben der Anstellwinkel bzw. der Haftreibungskoeffizient steigt. Die freie Oberflächenenergie bestimmen INOUE ET AL. (1990) mithilfe des Kontaktwinkelmessverfahrens nach OWENS & WENDT (1969). Dabei wird eine Tangente mit einem Goniometer konstruiert, die sowohl orthogonal den Tropfenradius berührt als auch durch den Schnittpunkt zwischen Tropfen und Auflagefläche verläuft. Der Winkel zwischen der konstruierten Tangente mit der Auflagefläche des Tropfens wird als Kontaktwinkel bezeichnet. Die freie Oberflächenenergie ergibt sich nach der Young'schen Gleichung aus dem Kontaktwinkel und den beiden Grenzflächenspannungen des Festkörpers und der Tropfenflüssigkeit (YOUNG, 1805). Als Beispiel einer Probe mit besonders geringer freier Oberflächenenergie benennt Inoue recycelten Liner-Karton, der aus alter Wellpappe hergestellt wurde. Diese Proben beinhalten viele hydrophobe, also wasserabweisende, Inhaltsstoffe wie Wachse und Klebstoffe oder Leime. BACK & SALMEN (1989) und GURNAGUL (1992) beschreiben ein ähnliches Verhalten in ihren Untersuchungen.

SCHERER (1932) verwendet für seine Messungen des Reibungskoeffizienten ebenfalls eine Modifikation der Horizontalen - Ebenen - Methode. Er zieht Probenstreifen zwischen zwei geschliffenen Stahlplatten heraus und misst dabei die Widerstandskraft an der Einspannung des Probenstreifens. Die obere Stahlplatte ist zusätzlich mit Gewicht belastet. Zudem kann er beide Stahlplatten über eine Gasheizung mit bis zu 130 °C beheizen. Scherer gibt weder Normlasten noch Relativgeschwindigkeiten seiner Versuche an. Für unbeheizte Werkzeuge erfasst SCHERER (1932) für geseifte Pappen einen mittleren Reibungskoeffizienten von 0,2 bis 0,23. Eine Beheizung der Platten verringerte den Reibungskoeffizienten auf 0,16 bis 0,19. Einen ähnlichen Effekt beschreiben BACK (1991) und NISKANEN (1998). BACK (1991) zeigt eine Halbierung des Reibungskoeffizienten von Raumtemperatur auf ca. 120 °C. Der eher geringe Einfluss der Temperatur bei SCHERER (1932), im Vergleich zu dem von BACK (1991), könnte an der Präparation der Kartonzuschnitte mit Seifenlösung liegen. Seife beinhaltet als wirksame Bestandteile vor allem anionische Tenside, welche die Oberflächenspannung von benetzten Festkörpern signifikant verringern. In Korrelation mit den Ergebnissen von INOUE ET AL. (1990) senkt die Seifenlösung die Oberflächenspannung zwischen dem Karton und den Werkzeugoberflächen und damit den Reibungswiderstand. HAUPTMANN (2010) nutzt für seine Versuche ebenfalls geseifte Kartonzuschnitte der Firma Mayr-Melnhof.

HUTTEL & POST (2015) zeigen ebenfalls den Einfluss der Werkzeugtemperatur auf den Reibungskoeffizienten zwischen Fasermaterial und Reibbacken. Zusätzlich untersuchen HUTTEL & POST (2015) dabei den Einfluss der Fasermaterialfeuchte für zwei Niveaus. Wie in SCHERER (1932), BACK (1991) und NISKANEN (1998) sinkt der Reibungskoeffizient signifikant mit steigender Temperatur der Reibbacken bis 200 °C, unabhängig von der Materialfeuchte. Bis ca. 120 °C verursacht die höhere Materialfeuchte einen signifikant höheren Reibungswiderstand als das niedrigere Feuchteniveau. HUTTEL & POST (2015) vermuten die Verdampfungsrate und ein daraus induziertes Dampfpolster hinter der Abnahme des Reibungskoeffizienten mit zunehmender Reibbackentemperatur. Eine Erklärung für den Unterschied zwischen den beiden Materialfeuchteniveaus geben HUTTEL & POST (2015) nicht. KLINGELHÖFFER & PROKSCH (1961) erklären denselben Effekt bei Glanzpapieren mit einer höheren wahren Kontaktfläche zwischen den Reibpartnern aufgrund der besseren Verformbarkeit befeuchteter Fasermaterialien.

Zusätzlich untersucht SCHERER (1932) die Reibung an herausgeschnittenen Zargenstreifen und damit den Einfluss der charakteristischen Falten beim Tiefziehen mit unmittelbarer Kompression auf den Reibungswiderstand. SCHERER (1932) findet, dass sich der Reibungskoeffizient durch den Einfluss der gefalteten Oberfläche sowohl mit unbeheizten als auch mit beheizten Werkzeugen um 20 % verringert. JOHANSSON (1998) zeigt eine Verringerung des Reibungskoeffizienten bei Kontakt zweier Papieroberflächen nach mehrmaligen Reibversuchen, immer in die gleiche Richtung. Die herausgeschnittenen Zargenstreifen von SCHERER (1932) waren dementsprechend auch mehrmaligen Reibkontakten ausgesetzt, allerdings nicht mit den gleichen Werkzeugoberflächen, wodurch keine elektrostatische Aufladung der Oberflächen entstehen konnte. Aus diesem Grund kann das Absinken des Reibungskoeffizienten auch mit den Ergebnissen von JOHANSSON (1998)

erklärt werden. Für seine weiteren Berechnungen nutzt SCHERER (1932) einen Reibungskoeffizienten von 0,15.

HAUPTMANN (2010) charakterisierte die Reibung in einem Tribometer der Firma CETR, Typ UMT-2 unter Normklima. Unter Berücksichtigung der Zweiseitigkeit ermittelt er einen Reibungskoeffizienten von 0,129 bzw. 0,125. Eine Standardabweichung der Ergebnisse liefert Hauptmann nicht, weshalb die Signifikanz der Differenz zwischen beiden Seiten nicht eingeschätzt werden kann. HAUPTMANN (2010) geht für die Weiterverarbeitung der Ergebnisse vereinfacht von Coulomb'scher Reibung aus. Ein Vergleich der Ergebnisse ist aber ohne das verwendete Beanspruchungskollektiv, bestehend aus Normallast, Relativgeschwindigkeit und Werkzeugtemperatur, nicht möglich. HAUPTMANN (2010) zeigt aber durch die Variation der Werkzeugtemperatur beim Tiefziehen einen signifikanten Einfluss auf die Stempelkraftkurve. Mit steigender Werkzeugtemperatur sinkt die Stempelkraftkurve stark und bleibt ab einer bestimmten Temperatur konstant (Abbildung 13a). Ein ähnliches Verhalten zeigt BACK (1991) für die Reibungsmessung an Frischfaserkarton (Abbildung 13b).

WALLMEIER (2018) nutzt ebenso wie HAUPTMANN (2010) ein Tribometer der Firma CETR, Typ UMT-2. Der Innenraum des Tribometers wird beheizt, wodurch WALLMEIER (2018) nochmals geringere Reibungskoeffizienten als SCHERER (1932) und HAUPTMANN (2010) erfasst. Angaben über die Normallast, Relativgeschwindigkeit sowie Anzahl an Wiederholungen für einen Versuchspunkt macht WALLMEIER (2018) nicht.

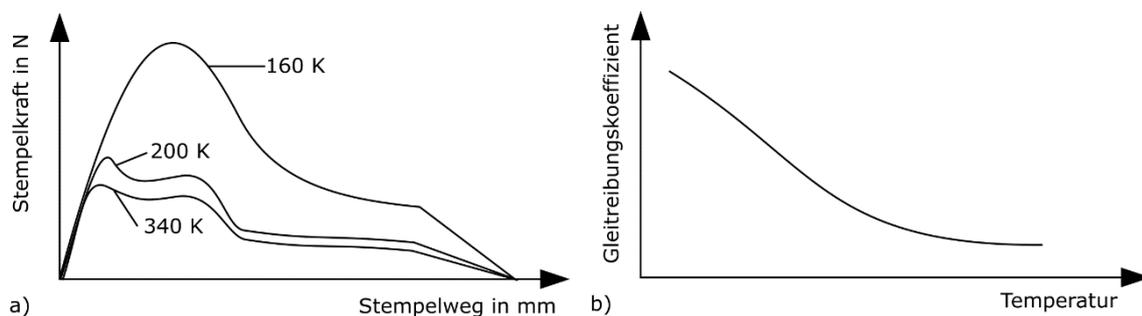


Abbildung 13: Qualitativer Verlauf a) der Stempelkraft beim Tiefziehen mit verschiedenen Werkzeugtemperaturen nach HAUPTMANN (2010) und b) des dynamischen Reibungskoeffizienten von Frischfaserkarton für steigende Werkzeugtemperaturen nach BACK (1991)

### 2.2.2 Biegung

Das Umformen von Fasermaterial durch Biegung ist definiert als Richtungsänderung der Querschnittslinie des Fasermaterials entlang einer geraden Linie. Die Biegung um eine Kante verursacht im Gefüge des Fasermaterials Spannungen, die mit steigendem Biegewinkel zunehmen. Überschreiten die Spannungen die Festigkeit der Faserstruktur kommt es zu einer Rissbildung, die sich von außen nach innen fortsetzt. Wird die Biegekraft entfernt, resultieren die Gefügeveränderungen innerhalb des Fasermaterials in Druckkräften, die entgegen der Umformrichtung wirken (HESSE & TENZER, 1963).

Zur Charakterisierung des Biegeverhaltens wird die winkelabhängige Biegekraft  $F_B$  ( $\varphi$ ) ermittelt, deren Verlauf in drei Bereiche unterteilt werden kann (Abbildung 14). Der elastische Bereich (I), bis 0,2 % Dehnung der Außenbereiche des Fasermaterials, ist auf Biegewinkel  $\varphi_{el}$  zwischen 10 und 15 ° begrenzt. Nur im elastischen Bereich hat die Biegesteifigkeit  $S_B$  als Materialkenngröße ihre Gültigkeit und ist das Produkt aus Elastizitätsmodul  $E$  und Flächenträgheitsmoment  $I$ .

$$S_B = E \cdot I \quad \text{Gl. 2}$$

Der Biegekraftanstiegswinkel  $\alpha_B$  ist direkt proportional zur Biegesteifigkeit  $S_B$ . Der Übergangsbereich (II) ist durch die Ausbildung eines „plastischen Gelenkes“ charakterisiert. Der Übergang zum plastischen Bereich (III) wird von der Biegebruchkraft  $F_{B.Bruch}$  und dem Biegebruchwinkel  $\varphi_{Bruch}$  markiert. Die plastischen Veränderungen des Materialgefüges resultiert in einem Gefügebruch auf der Zugseite der Biegelinie. Hierdurch werden Zugspannungen partiell abgebaut und die Biegekraft  $F_B$  sinkt mit weiter ansteigendem Biegewinkel  $\varphi$ . Auf der Druckseite steigt dagegen die elastische Rückbiegekraft  $F_{RB}$  in Abhängigkeit zum Rückbiegewinkel  $\varphi_{RB}$  durch sich weiter aufbauende Auswölbungen an (TENZER, 1989).

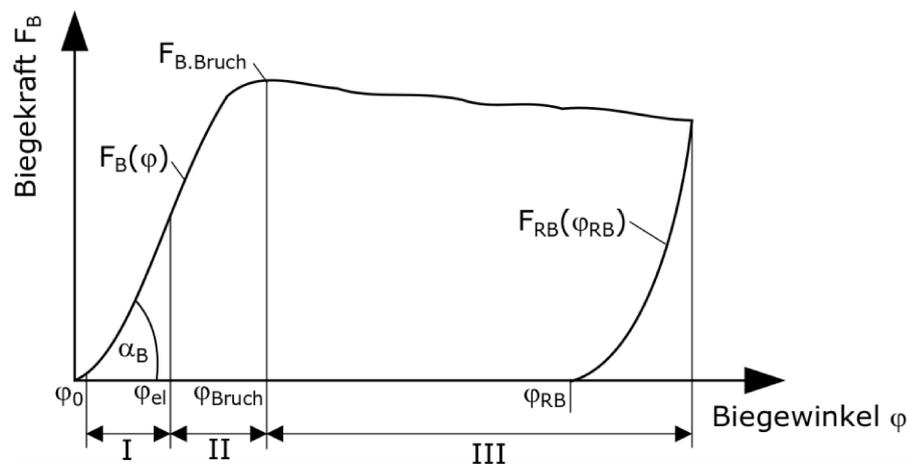


Abbildung 14: Qualitativer Verlauf der Biegekraft  $F_B$  in Abhängigkeit vom Biegewinkel  $\varphi$  nach TENZER (1989)

Die Biegekraft  $F_B$  quer zur Faserhaupttrichtung (MD) ist zumeist größer als längs dazu (Abbildung 15). Außerdem ist parallel zur Faserhaupttrichtung kein ausgeprägter Biegebruchwinkel  $\varphi_{Bruch}$  zu charakterisieren. In diesem Fall wird als Kenngröße die maximale Biegekraft genutzt.

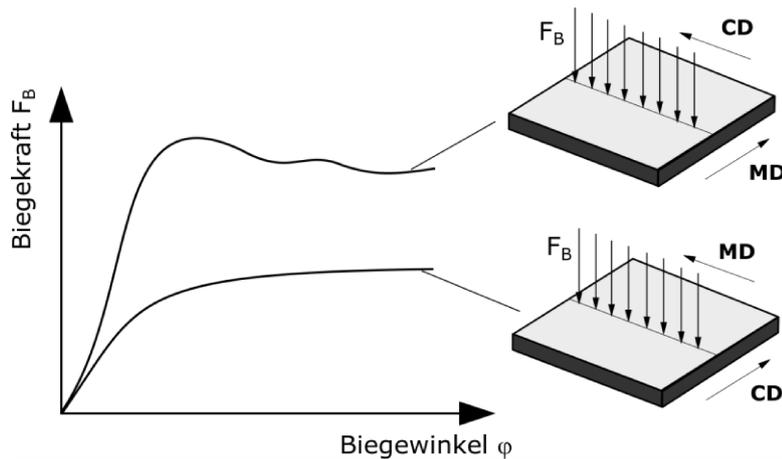


Abbildung 15: Einfluss der Faserrichtung auf die qualitative Biegekraft  $F_B$  in Abhängigkeit vom Biegewinkel  $\varphi$  nach TENZER (1989)

Das Biegeverhalten wird durch die Materialstärke, die verwendete Faserart und deren Mahlgrad, dem Füllstoffgehalt und der relativen Materialfeuchte beeinflusst. Gemahlener Zellstoff weist demnach im Vergleich zu ungemahlener Zellstoff und Holzstoff eine wesentlich größere Biegezugkraft  $F_B$  auf. Ein höherer Füllstoffgehalt senkt dagegen die Biegezugkraft  $F_B$ , genauso wie eine zunehmende Materialfeuchte (TENZER, 1989).

DIN 53121 (2014) fasst drei verschiedene Prüfverfahren zur Bestimmung der Biegesteifigkeit zusammen; das Zweipunkt-Verfahren, das Dreipunkt-Verfahren und das Vierpunkt-Verfahren. Abbildung 16 zeigt die beiden erstgenannten Prüfverfahren; das Vierpunkt-Verfahren wird für Wellpappe angewendet und soll hier nicht weiter betrachtet werden.

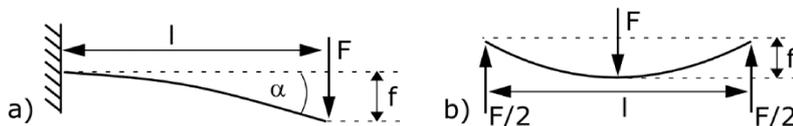


Abbildung 16: Schematische Darstellung a) des Zweipunkt-Verfahrens und b) Dreipunkt-Verfahrens zur Bestimmung der Biegesteifigkeit nach DIN 53121 (2014)

Beim Zweipunkt-Verfahren wird die Probe an einem Ende eingespannt und am gegenüberliegenden Ende mit einer Kraft  $F$  belastet. Der Abstand zwischen Einspannung und Kraftangriffspunkt ist die freie Länge  $l$ . Durch die Belastung biegt sich die Probe um den Weg  $f$  mit einem Biegewinkel  $\alpha$  durch. Während des Prüfverfahrens dürfen die Proben keine plastische Verformung erfahren, d.h. die Dehnung an der Außenschicht darf nicht über 0,2 % liegen. Zusätzlich wird die freie Länge nach der Materialstärke ausgewählt. Liegt die Materialstärke unter 0,1 mm wird  $l$  zu 20 mm angenommen; liegt die Materialstärke über 0,1 mm ist die freie Länge mit 50 mm anzunehmen. Die Probenbreite kann selbstständig ausgewählt werden. DIN 53121 (2014) schlägt 38 mm als Standardmaß vor. Beim Dreipunkt-Verfahren wird die Probe auf zwei Auflagern positioniert, deren Abstand die freie Länge  $l$  definiert. Mittig der freien Länge greift eine senkrecht zur Probe gerichtete Kraft  $F$  an. Die maximale Verschiebung infolge der Belastung wird mit  $f$  bezeichnet. Die freie Länge ist

wie beim Zweipunkt-Verfahren abhängig von der Materialstärke. Unter 0,3 mm Materialstärke werden 20 mm vorgeschlagen, zwischen 0,3 mm und 0,8 mm 50 mm; und über 0,8 mm Materialstärke 100 mm. Die Probenbreite ist ebenfalls frei wählbar.

SCHERER (1932) nutzt einen Biegefestigkeitsprüfer nach Naumann-Schopper, mit 50 mm breiten Probenstreifen bei einer Luftfeuchtigkeit von 65 %. Für jeden Versuchspunkt macht er 8 Einzelversuche. SCHERER (1932) konstatiert, dass der Biegebruchwinkel mit zunehmender Materialstärke abnimmt, d.h. die Biegegewiderstandskraft nimmt mit steigender Materialstärke zu. Auch die Unterschiede durch die Anisotropie beschreibt er. SCHERER (1932) vergleicht außerdem die verschiedenen Faserarten und Behandlungsarten der untersuchten Materialien, kommt aber zu widersprüchlichen Ergebnissen und hohen Standardabweichungen. SCHERER (1932) begründet dies durch die Inhomogenität der Faserstoffe und der zu geringen Versuchsanzahl.

Zur Bestimmung der Biegekraftanteile für die Umformung einer kreisrunden Tiefziehgeometrie nutzt HAUPTMANN (2010) neben dem Dreipunkt-Verfahren nach DIN 53121 (2014), einen modifizierten Dreipunktbiegeversuch. Ein Probenstreifen wird auf eine Ziehbüchse mit rechteckiger Innenkontur positioniert. Ein geometrisch passender Stempel bringt eine Biegezugkraft im Bezug zu den Auflagepunkten an der Ziehbüchse einlaufkante ein. Der Ziehspalt ist dabei ein Zehntelmillimeter größer als die Materialstärke. Nach drei Millimetern Stempelbewegung wird die maximale Biegebruchkraft erreicht und die Kraftkurve fällt wieder ab. HAUPTMANN (2010) interpoliert den weiteren Biegezugkraftverlauf auf den stempelwegabhängigen Materialumfang an der Biegelinie der Einlaufkante. Zusätzlich berücksichtigt er die Rückfederungskraft und nimmt sie gleich den beiden Biegekräften an der Stempelkante und der Einlaufkante der Ziehbüchse an. Die Biegezugkraft an der Einlaufkante der Ziehbüchse und die korrespondierende Rückfederungskraft modelliert HAUPTMANN (2010) bis der Fasermaterialzuschnitt den Bereich des Faltenhalters verlassen hat und vollständig in die Ziehbüchse eingezogen wurde. Die Biegung um die Grundfläche der Ziehteilgeometrie ermittelt HAUPTMANN (2010) im Dreipunkt-Verfahren nach DIN 53121 (2014). Diese ist im Vergleich zu den drei anderen modellierten Biegekräften aber sehr gering, weshalb HAUPTMANN (2010) diese Biegezugkraftkomponente für seine weiteren Berechnungen nicht weiter betrachtet.

HAUPTMANN ET AL. (2015) ermitteln die Biegesteifigkeit nach den Vorgaben von DIN 53121 (2014). Nasspressen der Fasersuspension im Herstellungsprozess von Laborblättern reduziert die Biegesteifigkeit der untersuchten Materialien unabhängig von der Faserart. HAUPTMANN ET AL. (2015) begründen dies mit der Reduzierung der Materialstärke durch das Nasspressen. Mit zunehmendem Mahlgrad steigt die Biegesteifigkeit für alle Faserarten, da hierbei, nach HAUPTMANN ET AL. (2015), die Festigkeit des Materials erhöht wird.

WALLMEIER (2018) nutzt einen Universal Zug-Druck-Tester der Firma Zwick-Roell und führt Dreipunkt-Biegeversuche nach DIN 53121 (2014) durch. WALLMEIER (2018) variiert für seine Versuche die freie Länge zwischen 60 mm, 80 mm und 100 mm. Die Probenbreite hält er mit

30 mm für alle Versuche konstant. Außerdem misst er sowohl quer zur Hauptfaserrichtung (MD) und parallel dazu mit einer relativen Geschwindigkeit von 20 mm/s. Die Bewegung dauert 0,5 s, was im Bezug zur Geschwindigkeit in einer Verschiebungsstrecke  $f$  von 10 mm resultiert. Der Biegewinkel ergibt sich je nach freier Länge zu 5 bis 10 °, was nach DIN 53121 (2014) dem elastischen Bereich entspricht. Quer zur Hauptfaserrichtung ermittelt Wallmeier eine größere Biegekraft als parallel zur Hauptfaserrichtung, ähnlich wie schon in TENZER (1989) beschrieben. Mit zunehmender freier Länge sinkt der Anstieg der Biegekraft. Nach TENZER (1989) sinkt demnach mit steigender freier Länge die Biegesteifigkeit.

### 2.2.3 Stauchung in Blattebene

Während des Tiefziehens mit unmittelbarer Kompression entsteht, eine Stauchungskraft innerhalb des Fasermaterials, die senkrecht zur Materialdickenrichtung und radial zum Umfang des Probenzuschnitts wirkt (vgl. Abbildung 5b). Die Stauchungskraft resultiert aus dem erzwungenen Materialüberschuss durch die Verringerung des Zuschnittumfangs auf den Umfang der Ziehbüchseninnenkontur. Wird der Materialüberschuss zu groß und damit die Stauchungskraft, weicht das Material aus der Blattebene aus. Ein freies Ausweichen des überschüssigen Materials verursacht nach SCHERER (1932) Wölbungen am Umfang des Halbzeugzuschnitts. Durch den Einsatz eines Faltenhalters wird ein freies Ausweichen aus der Blattebene verhindert (HAUPTMANN, 2010; SCHERER, 1932).

HAUPTMANN (2010) nutzt zur Charakterisierung der Stauchungskraft in Blattebene die Prüfmethode zur Messung des Streifenstauchwiderstands oder „Short Span Compression Test“ (SCT) nach DIN 54518 (2004) (Abbildung 17a). Das Prüfverfahren gilt nur für Materialien mit einem Flächengewicht zwischen 80 g/m<sup>2</sup> und 400 g/m<sup>2</sup>. Für die Prüfung des Streifenstauchwiderstands wird eine 15 mm breite Probe zwischen zwei jeweils 30 mm lange Klemmbackenpaaren positioniert und mit max. 2800 N festgeklemmt. Die freie Einspannlänge zwischen den beiden Klemmbackenpaaren beträgt 0,7 mm. Die Vorschubgeschwindigkeit des angetriebenen Klemmbackenpaars beträgt 3 mm/min. Es müssen mindestens 10 Versuche pro Material sowohl in MD als auch in CD durchgeführt werden. Der Streifenstauchwiderstand SSW ist das Verhältnis aus der Stauchbruchkraft  $F_S$  und der Probenbreite  $b$ .

$$SSW = \frac{F_S}{b} \quad \text{Gl. 3}$$

Nach Überschreiten des maximalen Streifenstauchwiderstands ist die Prüfung abubrechen. HAUPTMANN (2010) zeigt signifikant höhere Stauchungskräfte entlang der Hauptfaserrichtung (in MD) als quer dazu (in CD) (Abbildung 17b).

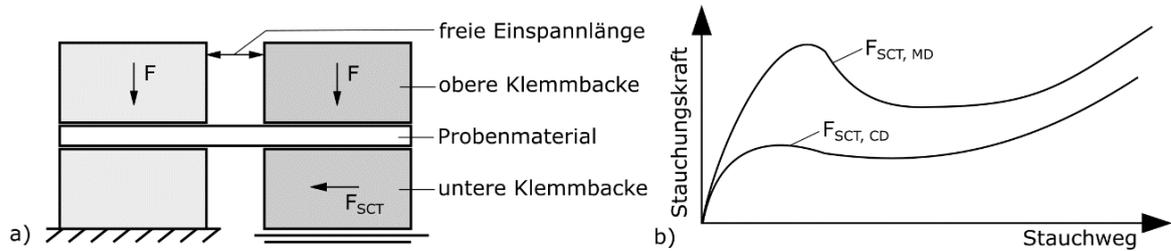


Abbildung 17: a) Schematische Darstellung des Versuchsaufbaus zur Prüfung des Streifenstauwiderstands mit dem SCT nach DIN 54518 (2004), b) Qualitativer Stauungskraftverlauf aus dem SCT in MD und CD nach HAUPTMANN (2010)

FELLERS ET AL. (1980) erweitern den Versuchsaufbau des SCT um jeweils eine Unterstütsungsplatte an beiden Klemmbackenpaaren (Abbildung 18). Die freie Einspannlänge gibt Fellers mit 1 mm an. Die Unterstütsungsplatte soll möglichst an dem Probenmaterial anliegen, ohne eine Druckkraft auszuüben, um eine Wellenbildung des Probenmaterials bei der Kompressionsbelastung in Blattebene zu vermeiden. FELLERS ET AL. (1980) zeigen mit dem STFI eine signifikant geringere Belastungsfähigkeit bei der Kompression von Fasermaterial in Blattebene im Vergleich zur Zugbelastung.

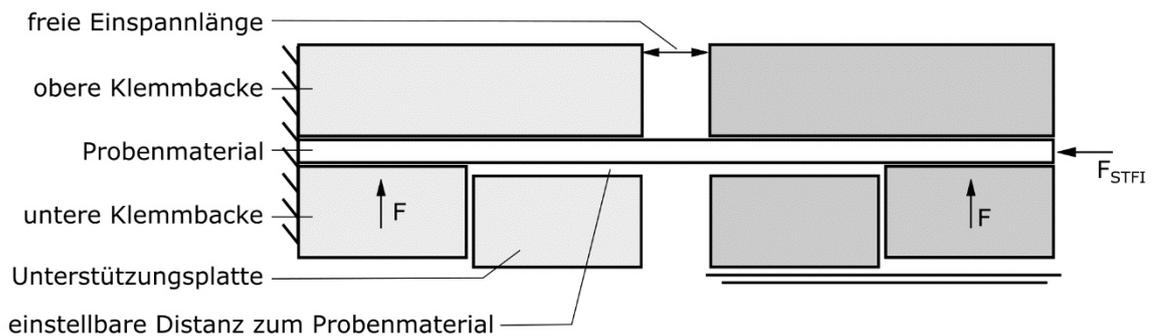


Abbildung 18: Schematische Darstellung des Versuchsaufbaus zur Prüfung des Streifenstauwiderstands mit dem STFI nach FELLERS ET AL. (1980)

Für den PPRIC Test nach SETH & SOSZYNSKI (1979) (Abbildung 19a) wird der Probenzuschnitt zwischen zwei Klemmbackenpaaren positioniert und fixiert. Ähnlich wie in FELLERS ET AL. (1980) nutzen SETH & SOSZYNSKI (1979) zwei Unterstütsungsplatten, um Wölbungen während des Kompressionsversuchs in Blattebene zu vermeiden. Eine Unterstütsungsplatte ist festmontiert. Die zweite Unterstütsungsplatte kann lateral frei verschoben werden. Zusätzlich wird die Belastung auf die frei verschiebbare Unterstütsungsplatte durch Messung der Verschiebung eines Biegebalkens erfasst. JACKSON ET AL. (1978) zeigen einen abgewandelten Versuchsaufbau (Abbildung 19b). Wiederum wird das Probenmaterial zwischen zwei Klemmbackenpaaren fixiert. An den Klemmbackenpaaren sind jeweils Unterstütsungsplatten befestigt, die trapezförmig gestaltet sind, um ein freies Ausweichen des Probenmaterials unter Kompression in Blattebene zu verhindern. Die Unterstütsungsplatten sind in einen Abstand von 0,025 mm zum Probenmaterial positioniert, um den Einfluss durch die Reibung so gering wie möglich zu halten.

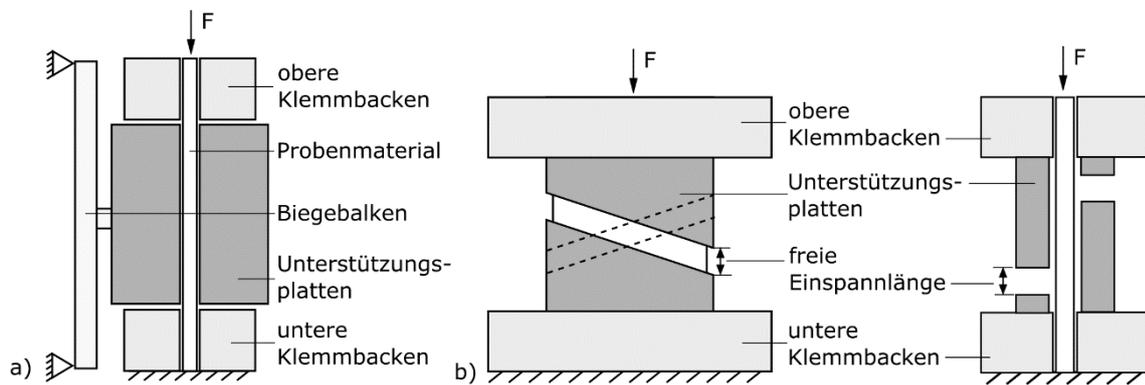


Abbildung 19: Schematische Darstellung des Versuchsaufbaus zur Prüfung des Streifenstauchwiderstands mit a) dem PPRIC nach SETH & SOSZYNSKI (1979) und b) dem FPL nach JACKSON ET AL. (1978)

CAVLIN & FELLERS (1975) nutzen in einer modifizierten Form für den STFI Short Span Test nach FELLERS & JONSSON (1975) anstatt starrer Unterstütsplatten eine definierte Anzahl von Unterstütsblechen in Form von dünnen Blechen (Abbildung 20). Die Unterstütsbleche sind in einem Abstand von 1 mm montiert, um ein Ausweichen des Probenmaterials zu verhindern und müssen gleichzeitig steif genug sein, um der Belastung senkrecht zur Blattebene durch das Probenmaterial standzuhalten. STOCKMANN (1976) zeigt mit dem Weyerhäuser Test einen ähnlichen Versuchsaufbau (Abbildung 20b). Anstatt die Kompressionskraft in horizontaler Richtung in die Blattebene zu projizieren, wird der Versuchsaufbau um 90 ° gedreht. Das hat den Vorteil, dass der Test in allen üblichen Zug-Druck Testmaschinen eingebaut werden kann. Wenn die Unterstütsbleche auf beiden Seiten des Probenmaterials versetzt zueinander angeordnet werden, besteht die Gefahr, dass hierdurch Wölbungen des Probenzuschnitts zugelassen werden (SETH & SOSZYNSKI, 1979), wodurch wiederum die Messung der Kompressionskraft verfälscht wird.

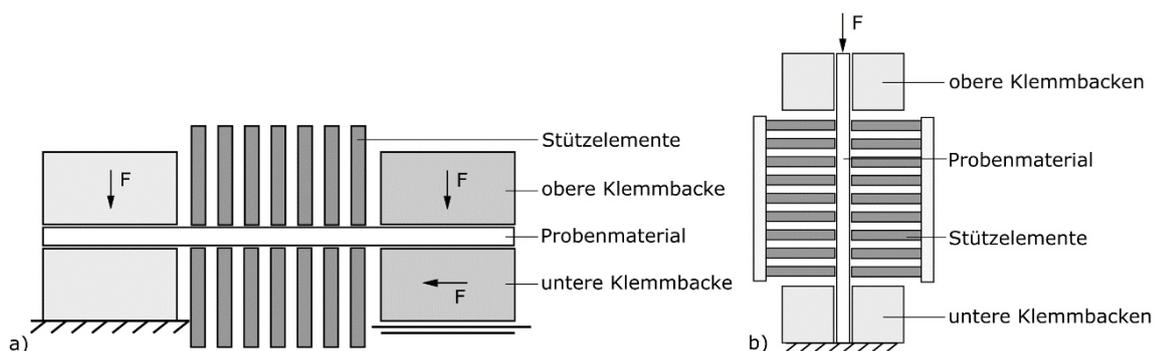


Abbildung 20: Schematische Darstellung des Versuchsaufbaus zur Prüfung des Streifenstauchwiderstands mit a) dem STFI Blade Support Test nach CAVLIN & FELLERS (1975) und b) dem Weyerhäuser Lateral Support Test nach STOCKMANN (1976)

Abbildung 21 zeigt den Ring Crush Test (RCT) nach TAPPI T472 (1968). Ein 152 mm langer Probenzuschnitt wird als Zylinder geformt in einen Probenhalter fixiert. Auf die Kante des Probenmaterials wird eine Kompressionskraft aufgebracht und die Reaktionskraft auf die

Belastung gemessen. Nach dem TAPPI T472 (1968) sollte die freie Einspannlänge nicht größer als 6,3 mm sein, da es sonst zu Verfälschung der Messergebnisse durch Ausknicken des Probenmaterials kommt.

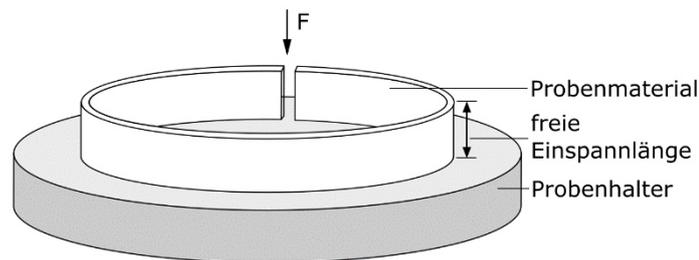


Abbildung 21: Schematische Darstellung des RCT Ring Crush Tests nach TAPPI T472 (1968)

SCHERER (1932) versucht den Prozess der Faltenbildung in einem Ersatzversuch nachzubilden. Ähnlich wie dem Keilzugversuch nach REIHLE (1959) versucht SCHERER (1932) „sektorförmige“ Probenzuschnitte aus Karton durch ebenso keilförmige Werkzeugplatten mit einer seitlichen Begrenzung zu ziehen. Die Werkzeugoberflächen in Kontakt mit den Probenzuschnitten sind geschliffen und geseift, dennoch reißen alle Proben, weshalb SCHERER (1932) keine Ergebnisse liefern kann. Als mögliche Verbesserung seines Versuchsaufbaus schlägt er einen geringeren Öffnungswinkel der Keilwerkzeuge vor. Als Alternative führt Scherer Tiefziehversuche mit großem Ziehspalt durch, wie sie in Abschnitt 2.1.3 beschrieben sind.

Außer dem Keilzugversuch nach REIHLE (1959) berücksichtigt kein anderer Ersatzversuch aus dem Stand der Technik zur Erfassung der Stauchungskraft in Blattebene eine Normalkraft in Dickenrichtung des Probenmaterials, um den Einfluss des Faltenhalters beim Tiefziehen zu simulieren. Das Ausweichen des Fasermaterials aus der Ebene durch den erzwungenen Materialüberschuss beim Tiefziehen hängt aber maßgeblich von der Faltenhalterkraft ab (HAUPTMANN, 2010). Auch werden bei allen Versuchen die Werkzeuge nicht beheizt.

#### 2.2.4 Kompression orthogonal zur Blattebene

HAUPTMANN (2010) nutzt zur Charakterisierung des Kompressionsverhaltens orthogonal zur Blattebene eine Standardzugprüfmaschine. Ein definierter Halbzeugzuschnitt wird zwischen zwei Druckplatten positioniert (Abbildung 22a) und mit einer Normallast  $F_N$  von 80 kN belastet. Der Komprimierweg der oberen Druckplatte in Relation zur Position der unteren Druckplatte wird mit Hilfe eines externen Wegsensors dokumentiert, um die Verformungen innerhalb des mechanischen Systems als Störgröße auf die Messung zu kompensieren. HAUPTMANN (2010) zeigt den Verlauf der Normalkraft über dem Komprimierweg anhand des Frischfaserkartons MM ZKH 510 g/m<sup>2</sup> der Firma Mayr-Melnhof (Abbildung 22b). Zu Beginn der Normalbelastung wird die Oberfläche des Halbzeugs verdichtet (I). Nach SCHAFFRATH & GOTTSCHING (1991) und SCHAFFRATH (1993) hängt die Oberflächenverdichtung vor allem von der Oberflächenrauigkeit des Halbzeugs ab. Anschließend wird das Gefüge des Halbzeugs durch Verringerung des Porenvolumens verdichtet (II). Die anschließende Faserschädigung (III) des

Halbzeugs findet nach GROßMANN (1985) erst nach Erreichen eines Porenvolumens von Null statt.

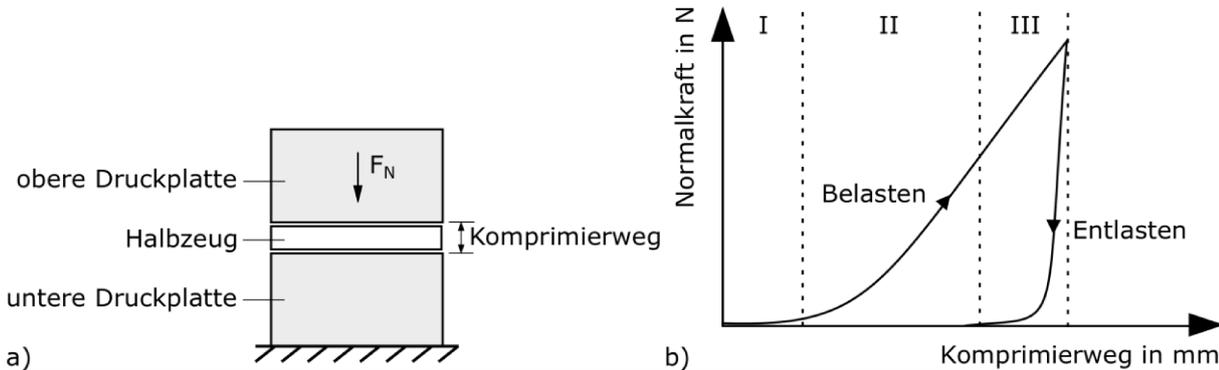


Abbildung 22: a) Schematische Darstellung des Versuchsaufbaus zur Prüfung der Kompression orthogonal zur Blattebene und b) qualitativer Kraftverlauf orthogonal zur Blattebene im Verhältnis zum Komprimierweg nach HAUPTMANN (2010)

Der Einfluss von Temperatur und Feuchte auf das Kompressionsverhalten von faserbasierten Halbzeugen wird von GOHRING (1963), HARTMANN (1994), HÖKE (1984), HÖKE & GÖTTSCHING (1982), OTTO (1978) UND SALMÉN & BACK (1985) untersucht und mit der Erweichung der Materialkomponenten Lignin und Hemicellulose in Zusammenhang gebracht.

Die Rekonstruktion der Kompression im Ziehspalt  $F_{KZSp}$  ( $s_{ZS}$ ) (vgl. Abbildung 5a) im Ersatzversuch als Reaktionskraft der charakteristischen Faltenbildung auf den starren Ziehspalt zwischen Ziehstempel und Ziehbüchseninnenkontur wird im Stand der Technik nicht beschrieben. HESSE & TENZER (1963) benennen einen maximalen Normaldruck im Ziehspalt von ca. 10 MPa ohne eine Ersatzprüfmethode zu beschreiben, mit der dieses Ergebnis ermittelt wurde.

### 2.3 VALIDIERUNG DER ERSATZVERSUCHE

HAUPTMANN (2010) nutzt ein empirisches Modell zur Rekonstruktion der Stempelkraftkurve aus den Ergebnissen der Ersatzversuche. Hierzu analysiert er alle wirksamen Kraftanteile, die innerhalb des Stempelkraftverlaufs erfasst werden, in Abhängigkeit zur Vorschubbewegung des Ziehstempels  $s_{ZS}$ .

$$F_{ZS}(s_{ZS}) = F_{kin}(s_{ZS}) + F_{stat}(s_{ZS}) + F_r(s_{ZS}) + F_{tech}(s_{ZS}) \quad \text{Gl. 4}$$

Der kinetostatische Kraftanteil  $F_{kin}$  beschreibt den Einfluss der Trägheitskräfte im mechanischen Übertragungssystem, der laut HAUPTMANN (2010) durch die Auswahl eines gleichbleibenden Bewegungsablaufs mit konstanter Geschwindigkeit neutralisiert werden kann. HAUPTMANN (2010) wählt 20 mm/s für seine Untersuchungen, wodurch auch keine Schwingungen zu erwarten sind. Die statische Gewichtskraft  $F_{stat}$  wird durch Linearisierung

des Kraftsensors auf die Masse der mechanischen Übertragungsstrecke und des Ziehstempels kompensiert und kann somit als Null betrachtet werden. Durch die Wahl einer konstanten, gleichbleibenden Arbeitsgeschwindigkeit gibt es keinen Einfluss durch die Geschwindigkeit auf die Reibung in den Führungen und dem Hydraulikzylinder, weshalb HAUPTMANN (2010) den reibbedingten Kraftanteil  $F_r$  durch die mechanische Übertragungsstrecke als konstant betrachtet. Zusätzlich ist die Mechanik durch eine Isolation thermisch von den beheizten Werkzeugkomponenten getrennt, wodurch auch thermische Einflussfaktoren keine Rolle spielen. Damit ergibt sich die Ziehstempelkraftkurve einzig aus dem technologischen Kraftanteil  $F_{\text{tech}}$ , der alle durch das Halbzeug erzeugten Prozesskräfte umfasst (vgl. Abbildung 5a und 5b).

Zur Beschreibung der Reibungskraftanteile (vgl. Abbildung 5a) nutzt HAUPTMANN (2010) den Zusammenhang von Reibungskraft, Reibungskoeffizient und Normalbelastung nach AMONTONS (1699) (vgl. Gl. 1). Zur Berechnung des Reibungswiderstands entlang der Einlaufkante in die Ziehbüchseninnenkontur nutzt HAUPTMANN (2010) außerdem die Euler-Eytelwein-Formel zur Berechnung der Seilreibung (POPOV, 2016).

HAUPTMANN (2010) stellt fest, dass der Reibungskraftanteil im Ziehstempelmantel  $F_{B,ZSM}(s_{ZS})$  (vgl. Abbildung 5b) sehr klein im Vergleich zur Gesamtkraft des Stempelkraftverlaufs ist und deshalb bei der empirischen Berechnung der Biegekräfte vernachlässigt werden kann. HAUPTMANN (2010) interpoliert den Verlauf der drei anderen Biegekräfte (Abbildung 23) mit Hilfe des Biegekraftverlaufs aus dem modifizierten Dreipunktbiegeversuch im Bezug zum Umfang der Ziehstempelkante bzw. zum Umfang der Einlaufkante in die Ziehbüchseninnenkontur. HAUPTMANN (2010) geht davon aus, dass der Biege Widerstand um die Ziehstempelkante  $F_{B,ZSK}(s_{ZS})$  abnimmt, nachdem das Halbzeug im Ziehspalt komprimiert wird. Im Gegensatz dazu wirkt die Biegekraft um die Einlaufkante  $F_{B,EK}(s_{ZS})$  bzw. deren Rückfederungskomponente  $F_{B,RB}(s_{ZS})$  so lange, bis der Halbzeugzuschnitt den Bereich unterhalb des Faltenhalters verlassen hat. HAUPTMANN (2010) berücksichtigt bei der Interpolation der drei Biegekräfte jeweils einen wirksamen Reibungskraftanteil, den er vom Biegekraftverlauf abzieht, da die Biegekraft gleichzeitig als Normalkraft an der jeweiligen Biegelinie wirkt.

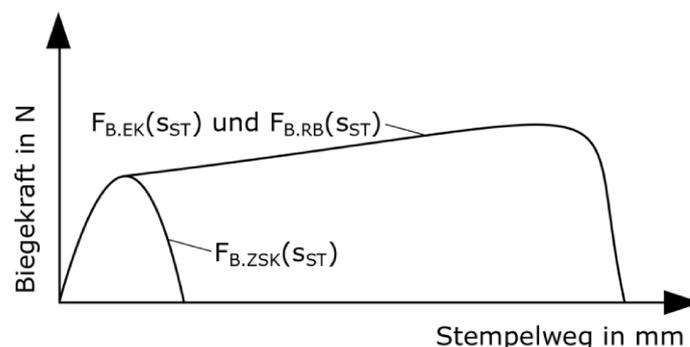


Abbildung 23: Qualitativer Verlauf der interpolierten Biegekräfte über den Stempelweg nach HAUPTMANN (2010)

Den Stauchungskraftanteil  $F_{St}$  ( $s_{zs}$ ) der Stempelkraftkurve (vgl. Abbildung 5b) interpoliert HAUPTMANN (2010) aus den Ergebnissen des Streifenstauchwiderstands SCT (vgl. Abbildung 17b). HAUPTMANN (2010) geht davon aus, dass die Stauchungskraft in Blattebene nach einem steilen Anstieg bis zum Erreichen des Stauchungskraftmaximums aus dem SCT, über dem Stempelweg konstant bleibt, weil sich kontinuierlich neue Falten bilden. Wenn der Halbzeugzuschnitt den Bereich unterhalb des Faltenhalters verlässt, sinkt die Stauchungskraft in Blattebene vollständig ab. HAUPTMANN (2010) zeigt die Berechnung der Stauchungskraft für eine Falte in Kombination mit einer empirischen Temperaturkonstante. HAUPTMANN (2010) modelliert außerdem die Anzahl der Falten über dem Stempelweg aus der Auswertung der Faltenverteilung in Abhängigkeit der Prozessparameter Faltenhalterkraft und Werkzeugtemperatur. Aus dem Produkt der Faltenanzahl und der Stauchungskraft pro Falte berechnet HAUPTMANN (2010) den Stauchungskraftverlauf über dem Stempelweg.

Aus der Summe aller modellierten Prozesskraftanteile rekonstruiert HAUPTMANN (2010) den Stempelkraftverlauf für diverse Prozessparameter. Der Vergleich von rekonstruiertem und gemessenem Stempelkraftverlauf zeigt eine generelle, qualitative Übereinstimmung der Kurvenverläufe, aber auch signifikante quantitative Differenzen.

Die Nutzung von Finiten-Element Modellierungsansätzen ist u.a. in WALLMEIER (2018) beschrieben. Ein wesentlicher Vorteil für die Validierung von Ersatzversuchen gegenüber der empirischen Modellierung von HAUPTMANN (2010) ist in der Nutzung von FE-Methoden nicht zu erkennen, da die Stempelkraftkurve hiermit bisher nur für wenige Millimeter Stempelweg rekonstruiert werden kann. Sobald die charakteristischen Falten entstehen, wird das Modell unbrauchbar.

## 2.4 ZUSAMMENFASSUNG STAND DER TECHNIK

Die wesentlichen Prozesskräfte während des Tiefziehens mit unmittelbarer Kompression werden in der Literatur übereinstimmend identifiziert und als Reibungs-, Biegungs- und Verformungskraftanteile benannt. Eine Isolierung dieser Prozesskräfte innerhalb des Tiefziehprozesses und deren messtechnische Auswertung ist aber nicht möglich, da sie sich während der Umformung gegenseitig überlagern. SCHERER (1932) zeigt einen Lösungsansatz durch die Modifikation des Umformprozesses auf, wodurch die Reibungs- und Biegungskraftanteile isoliert von der Verformung in Blattebene betrachtet werden könnten, scheitert aber an den technischen Möglichkeiten seiner Zeit. Die Erweiterung der Prozessführung mit einem kraftgeregelten Faltenhalter durch HAUPTMANN (2010) würde dieses Problem lösen, ist aber im Stand der Technik nicht weiter beschrieben.

Nach SCHERER (1932) haben die Reibungskraftkomponenten innerhalb des Tiefziehprozesses den größten Anteil an der Stempelkraftkurve. Ersatzversuche zur Charakterisierung der Reibung sind im Stand der Technik beschrieben (DIN 53119-1, 1997; BLUME & STECKER, 1967; BAUMGARTEN & KLINGELHÖFFER, 1979; HUTTEL ET AL., 2014) und können auch teilweise das notwendigen Beanspruchungskollektiv aus Normalkraft, Werkzeugtemperatur und Relativgeschwindigkeit abbilden, dass eine prozessnahe Charakterisierung des Tiefziehprozesses mit unmittelbarer Kompression verlangt. Allerdings werden teilweise widersprüchliche Ergebnisse in verschiedenen Veröffentlichungen beschrieben. Der Einfluss der elektrostatischen Aufladung von Werkzeugoberflächen durch den wiederholten Reibkontakt mit Fasermaterial auf die Reibung in Ersatzversuchen könnte hierfür eine Erklärung sein. Der Einfluss der Faltenbildung auf das Reibungsverhalten wird von SCHERER (1932) beschrieben, allerdings nutzt er hierfür Teilbereiche der Zargenwand aus umgeformten Ziehtteilen. Eine Verifizierung seiner Ergebnisse konnte im Stand der Technik nicht gefunden werden.

Zur Charakterisierung der Biegungskraftkomponenten sind geeignete Verfahren im Stand der Technik (DIN 53121, 2014) beschrieben. Ebenso zentrale Einflussfaktoren auf die Biegungskraft, beispielsweise die Materialdicke und die Anisotropie. Der Einfluss durch die charakteristische Faltenbildung, die in einer geometrischen Veränderung des Biegequerschnitts resultiert, wird in der Literatur nicht beschrieben.

Die Faltenbildung ist ein zentraler Mechanismus bei der Umformung von Fasermaterial durch Tiefziehen mit unmittelbarer Kompression (SCHERER, 1932 und HAUPTMANN, 2010). Die hieraus resultierende Stauchungskraft in Blattebene kann aber nur bedingt in den Ersatzversuchen im Stand der Technik abgebildet werden (DIN 54518, 2004; FELLERS ET AL. 1980; SETH & SOSZYNSKI, 1979; JACKSON ET AL., 1978; CAVLIN & FELLERS, 1975; FELLERS & JONSSON, 1975; STOCKMANN, 1976; TAPPI T472, 1968). Vor allem der Einfluss der Normalkraft durch den Faltenhalter wird innerhalb der beschriebenen Ersatzversuche nur unzureichend berücksichtigt. Ein vielversprechender Ersatzversuch aus der Blechumformung (REIHLE, 1959) wird in der Literatur als ungeeignet identifiziert (SCHERER, 1932).

Die Kompression orthogonal zur Blattebene ist für faserbasierte Halbzeuge im Stand der Technik beschrieben. Eine Beschreibung der Kompressionskraft im Ziehspalt als Wechselwirkung zwischen der charakteristischen Faltenbildung und dem Abstand zwischen Stempel und Ziehbüchseninnenkontur konnte dagegen nicht gefunden werden.

Die Stempelkraftkurve des Tiefziehversuchs mit unmittelbarer Kompression hat sich im Stand der Technik als geeignete Vergleichsgröße erwiesen, um den Einfluss der Prozessparameter auf den Umformprozess abzuschätzen. HAUPTMANN (2010) entwickelt ein empirisches Modell aus den Ergebnissen seiner Ersatzversuche und vergleicht die rekonstruierte Stempelkraftkurve mit dem gemessenen Verlauf der Stempelkraft aus dem Umformprozess. Seine rekonstruierten Stempelkraftkurven zeigen qualitativ einen ähnlichen Verlauf, aber quantitativ auch signifikante Differenzen. Die Rekonstruktion der Stempelkraftkurve mit Hilfe eines FE-Modellierungsansatzes scheint dagegen wenig vorteilhaft, da der Kurvenverlauf nur bis zum Beginn der charakteristischen Faltenbildung reproduzierbar abgebildet werden kann.

### 3 ZIELSETZUNG UND VORGEHENSWEISE

Der Stand der Technik zeigt, dass die Charakterisierung und Bewertung des Tiefziehens mit unmittelbarer Kompression bisher immer noch direkt durch Umformversuche erfolgt. Innerhalb eines aufwendigen Iterationsprozesses wird der Einfluss des Ziehspalts und der Prozessparameter auf das Umformergebnis untersucht, indem die äußere Form und Faltenverteilung der Ziehteile verglichen wird (HAUPTMANN, 2010; MÜLLER ET AL., 2017B; WALLMEIER ET AL., 2014). Eine wesentlich schnellere, effizientere und kostengünstigere Prognose der Eignung von Halbzeug, Werkzeuggeometrie und Prozessparametern für den Umformprozess könnte durch den Einsatz spezifischer Ersatzversuche ermittelt werden. Allerdings kann die komplexe Belastungssituation, die innerhalb des Umformprozesses auf das Halbzeug einwirkt, nur bedingt durch Ersatzversuche abgebildet werden, die im Stand der Technik zur Verfügung stehen. Insbesondere die charakteristische Faltenbildung in Kombination mit einer Normalbelastung orthogonal zur Stauchung in Blattebene wird in keiner Standardprüfmethode im Stand der Technik berücksichtigt. Eine Validierung der Ergebnisse der Ersatzversuche muss außerdem durch einen Vergleich mit den Prozesskräften innerhalb des Umformprozesses erfolgen, allerdings ist deren Charakterisierung in-situ bisher nicht möglich, da sich die Prozesskräfte gegenseitig überlagern (HAUPTMANN, 2010).

Das Ziel der Arbeit besteht darin, eine Methode zu entwickeln, um die komplexe Belastungssituation beim Tiefziehen mit unmittelbarer Kompression innerhalb geeigneter Ersatzversuche abzubilden und anschließend mit den Ergebnissen von Umformversuchen zu vergleichen. Mit Hilfe der entwickelten Ersatzversuche sollen die bisher im Umformprozess messtechnisch unzugänglichen Prozesskräfte ex-situ charakterisiert werden. Zur Validierung der Ergebnisse aus den Ersatzversuchen muss die Belastungssituation beim Tiefziehen mit unmittelbarer Kompression derart aufgelöst werden, dass Prozesskräfte innerhalb des Umformprozesses isoliert betrachtet und mit den Ergebnissen der Ersatzversuche verglichen werden können. Mit einer validen Ersatzversuchsstrategie wird die Grundlage geschaffen, Einflussgrößen auf den Umformprozess direkt den Prozesskräften zuzuordnen, wodurch eine gezieltere Prozessparametrierung möglich wird. Der industrielle Einsatz des Umformprozesses wird außerdem erleichtert, wenn kostengünstige Kombinationen aus Halbzeug und Werkzeugmaterialien innerhalb kürzester Zeit ermittelt werden können. Zusätzlich ermöglicht die kumulative Betrachtung der Prozesskräfte aus den Ersatzversuchen die Entwicklung empirischer Modelle des Umformprozesses, wodurch beispielsweise die Auslegung der Antriebstechnik für eine neue Maschinengeneration erleichtert werden kann. Abschließend lassen sich nur durch die messtechnische Kennzeichnung der einzelnen Prozesskräfte aussagekräftige, physikalische Modelle der Wirkmechanismen des Umformprozesses entwickeln und validieren.

Als erstes Teilziel der Arbeit müssen geeignete Ersatzversuche entwickelt werden, um die identifizierten Prozesskräfte aus dem Tiefziehprozess mit unmittelbarer Kompression abbilden zu können. Die entwickelten Ersatzversuche sollen innerhalb der technischen Struktur eines flexiblen, modular aufgebauten Versuchsträgers dargestellt werden, der je nach Bedarf umgerüstet werden kann. Hierzu sind Konzepte der Ersatzversuche zu erarbeiten mit dem

Ziel, Synergien zwischen relevanten Baugruppen zu nutzen. Zur Vorbereitung der technischen Umsetzung des flexiblen Versuchsträgers sind alle relevanten Format- und Parameterbereiche aus den Ergebnissen der Recherche zum Stand der Technik abzuschätzen. Auf dieser Grundlage werden alle notwendigen Antriebs- und Sensorkomponenten ausgewählt, sowie die Baugruppen des flexiblen Versuchsträgers konstruiert, um die konzipierten Ersatzversuche technisch umsetzen zu können.

Das zweite Teilziel der Arbeit besteht darin, innerhalb einer experimentellen Analyse relevante Einflussfaktoren und Störgrößen auf die Ersatzversuche zu identifizieren und zu charakterisieren, sowie die Ergebnisse der Ersatzversuche zu validieren. Zur Ermittlung eines geeigneten Parameterbereichs, in dessen Grenzen die Ersatzversuche sicher durchgeführt werden können, werden Stempelkraftkurven für ein ausgewähltes Referenzmaterial innerhalb von Tiefziehversuchen mit unmittelbarer Kompression ermittelt. Innerhalb der zulässigen Parametergrenzen müssen alle Ziehteile intakt produziert werden. Außerdem muss ein modifizierter Ziehstempel entwickelt werden, um die bisher messtechnisch unzugängliche Kompressionskraft im Ziehspalt dokumentieren zu können, die wiederum als Parametergrenze bzw. Validierungsgröße für die Ersatzversuche verwendet wird. Zur Validierung der Ergebnisse der Ersatzversuche sind zudem Varianten des Umformprozesses abzuleiten, innerhalb denen nicht alle Prozesskräfte gleichzeitig aktiv sind bzw. Prozesskräfte vollständig isoliert dargestellt werden können. Aus den Ergebnissen der Ersatzversuche werden dann mit Hilfe eines empirischen Modells Stempelkraftkurven rekonstruiert und mit den gemessenen Stempelkraftkurven der modifizierten Umformversuche verglichen. Die Reihenfolge der durchgeführten Ersatzversuche richtet sich entsprechend nach den Varianten der Umformversuche mit zunehmender Anzahl wirksamer Prozesskräfte.

Die experimentelle Analyse der Ersatzversuche wird mit einem kommerziell verfügbaren unbeschichteten Frischfasermaterial als Referenzmaterial erarbeitet. Zur Validierung der Ergebnisse werden zusätzlich drei Varianten des Referenzmaterials untersucht. Die Materialvarianten bestehen aus einem Verbund aus dem Referenzmaterial und zwei polymeren Beschichtungen bzw. einem mineralischen Strich.

## 4 ENTWICKLUNG DER ERSATZVERSUCHE

### 4.1 KONZEPTENTWICKLUNG

#### 4.1.1 Reibung

Die Reibungskraftanteile aus dem Umformprozess (vgl. Abbildung 5a) sollen im Folgenden durch zwei Ersatzversuche abgebildet werden.

Die Belastungssituation unterhalb des Faltenhalters kann durch die in SCHERER (1932) und HUTTEL ET AL. (2014) (vgl. Abbildung 11) beschriebenen Ersatzversuche hinreichend abgebildet werden. Davon abgeleitet zeigt Abbildung 24 schematisch das Konzept für den Streifenzugversuch (SZV). Ein rechteckiger Halbzeugzuschnitt wird in eine Halbzeugaufnahme eingespannt und zwischen zwei parallel zueinander angeordneten Werkzeugen positioniert. Werkzeug 1 bringt über die Kombination von Antrieb 1, Kraftsensor 1 und Linearführung 1 eine definierte Normalkraft  $F_{N,SZV}$  ( $s_{SZV}$ ) auf Werkzeug 2 und den Halbzeugzuschnitt auf. Die Halbzeugaufnahme und Kraftsensor 3 sind mit dem horizontal beweglich gelagerten Zuggestell verbunden. Sobald die definierte Normalkraft  $F_{N,SZV}$  ( $s_{SZV}$ ) auf den Halbzeugzuschnitt einwirkt, wird das Zuggestell durch Antrieb 2 bewegt und der Halbzeugzuschnitt in Richtung  $s_{SZV}$  zwischen den beiden Werkzeugen hervorgezogen. Dabei wird die resultierende Gesamtkraft  $F_{Ges,SZV}$  ( $s_{SZV}$ ), die durch den Reibungswiderstand zwischen dem Halbzeugzuschnitt und den beiden Werkzeugen entsteht, erfasst. Durch ein Justageelement kann das Niveau zwischen Halbzeugaufnahme, Halbzeugzuschnitt und Werkzeug 2 angeglichen werden. Ähnlich wie in BLUME & STECKER (1967) ist Werkzeug 2 ebenfalls horizontal beweglich gelagert und durch Kraftsensor 2 mit der umliegenden Gestellstruktur verbunden. Durch die Vorschubbewegung des Zuggestells wird der Reibungskraft  $F_{R,SZV}$  ( $s_{SZV}$ ) zwischen dem Halbzeugzuschnitt und Werkzeug 2 messtechnisch erfasst.

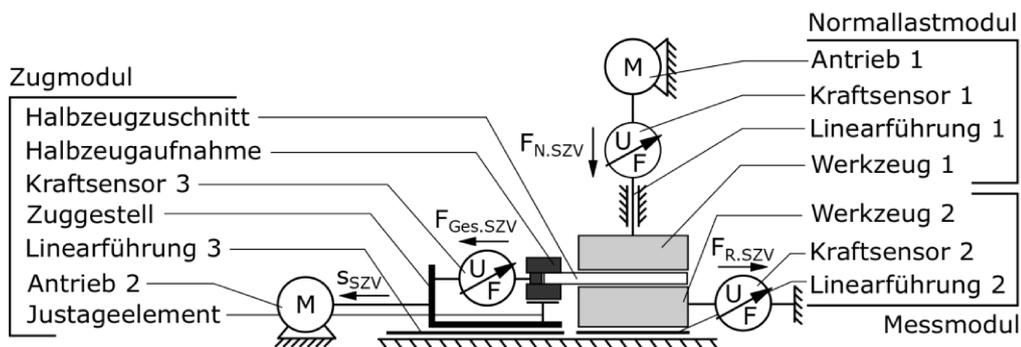


Abbildung 24: Schematische Darstellung des Streifenzugversuchs (SZV)

HESSE & TENZER (1963) vermuten einen maximalen Normaldruck im Ziehspalt von ca. 10 MPa. Aufgrund der freien Länge zwischen Halbzeugaufnahme und den beiden Werkzeugen, muss eine derart große Normallast innerhalb der Streifenzugversuchs zu einem Bruch des Halbzeugzuschnitts führen. Der Doppelstreifenzugversuch (Abbildung 25) überführt daher die Belastungssituation, wenn der Ziehstempel mit dem Halbzeugzuschnitt vollständig

in die Ziehbüchse eingefahren ist, auf einen zweiten Ersatzversuch zur Charakterisierung der Reibung. Das Konzept des Streifenzugversuchs (vgl. Abbildung 24) wird in weiten Teilen übernommen. Im Vergleich zum Streifenzugversuch wird nur das Zugmodul signifikant verändert. Anstatt von Kraftsensor 3 wird ein Hebelsystem innerhalb des Zuggestells implementiert. Der Halbzeugzuschnitt wird um eine rechteckige Halbzeugaufnahme gelegt, die innerhalb des Hebelsystems montiert ist. Die Halbzeugaufnahme stellt den Ziehstempel aus dem Umformprozess dar und die beiden Werkzeuge die Ziehbüchseninnenkontur. Durch ein einstellbares Justageelement wird das Hebelsystem abgestützt und gleichzeitig kann das Niveau zwischen Halbzeugaufnahme, Halbzeugzuschnitt und Werkzeug 2 angeglichen werden. Wie im Streifenzugversuch bringt Antrieb 1, geregelt durch Kraftsensor 1, eine definierte Normalkraft  $F_{N,DSZV}$  ( $s_{DSZV}$ ) auf Werkzeug 1 und den Halbzeugzuschnitt auf. Sobald die definierte Normalkraft  $F_{N,DSZV}$  ( $s_{DSZV}$ ) auf den Halbzeugzuschnitt einwirkt, wird das Zuggestell durch Antrieb 2 bewegt und der Halbzeugzuschnitt zwischen den beiden Werkzeugen hervorgezogen. Durch die Vorschubbewegung des Zuggestells wird die Reibungskraft  $F_{R,DSZV}$  ( $s_{DSZV}$ ) zwischen Halbzeugzuschnitt und Werkzeug 2 mit Hilfe von Kraftsensor 2 messtechnisch erfasst.

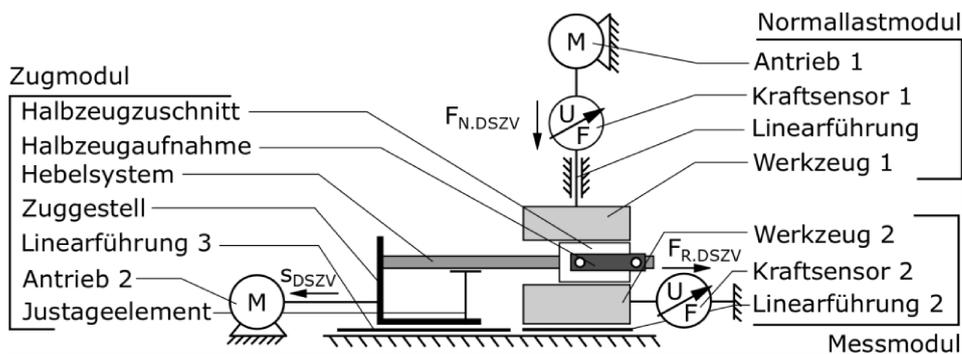


Abbildung 25: Schematische Darstellung des Doppelstreifenzugversuchs (DSZV)

#### 4.1.2 Biegung

Zur Abbildung der vier Biegekräfteanteile aus dem Umformprozess (vgl. Abbildung 5b), wird ein 2-Punkt-Biegeversuch ähnlich DIN 53121 (2014) genutzt (Abbildung 26). Die Modulstruktur aus dem Streifenzug- bzw. dem Doppelstreifenzugversuch wird dabei weitestgehend übernommen, um alle Ersatzversuche innerhalb eines flexiblen Versuchsträgers integrieren zu können. Aus diesem Grund wird Kraftsensor 2 aus dem Messmodul entfernt und Werkzeug 2 direkt mit der umliegenden Gestellstruktur verbunden. Die Verbindung zwischen Messmodul und Gestellstruktur erfolgt durch ein Justageelement, um die Position von Werkzeug 2 definiert einstellen zu können. Hierdurch kann Werkzeug 1 an Werkzeug 2 vorbeifahren, ohne zu kollidieren. Für den Biegeversuch wird ein Halbzeugzuschnitt auf Werkzeug 2 derart positioniert, dass der Halbzeugzuschnitt mit einer definierten Länge über den Rand von Werkzeug 2 herausragt. Der Halbzeugzuschnitt wird dabei durch ein Klemmelement an der definierten Position fixiert. Durch die Vorschubbewegung  $s_{2PBV}$  von Werkzeug 1 wird der Halbzeugzuschnitt an der Kante von Werkzeug 2 umgebogen. Die Biegekraft  $F_{B,2PBV}$  ( $s_{2PBV}$ ) wird mit Hilfe von Kraftsensor 1 des Normallastmoduls dokumentiert. Das Zugmodul aus dem

Streifenzug- bzw. Doppelstreifenzugversuch hat innerhalb des 2-Punkt-Biegeversuchs keine Funktion und wird daher so weit wie möglich abseits positioniert.

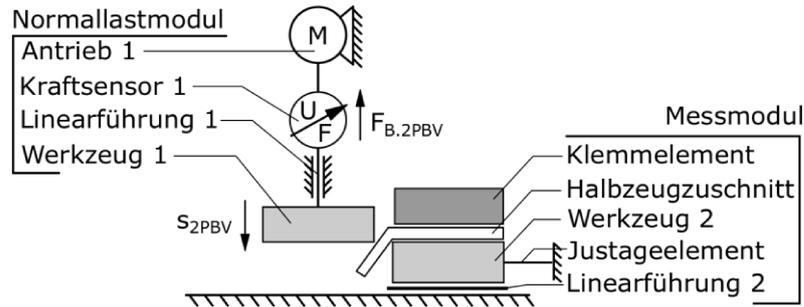


Abbildung 26: Schematische Darstellung des 2-Punkt-Biegeversuchs (2PBV)

#### 4.1.3 Stauchung in Blattebene

Zur Darstellung der Stauchungskraft in Blattebene  $F_{St}$  ( $s_{zS}$ ) aus dem Umformversuch (vgl. Abbildung 5b) wird der Stauchungsversuch eingeführt (Abbildung 27).

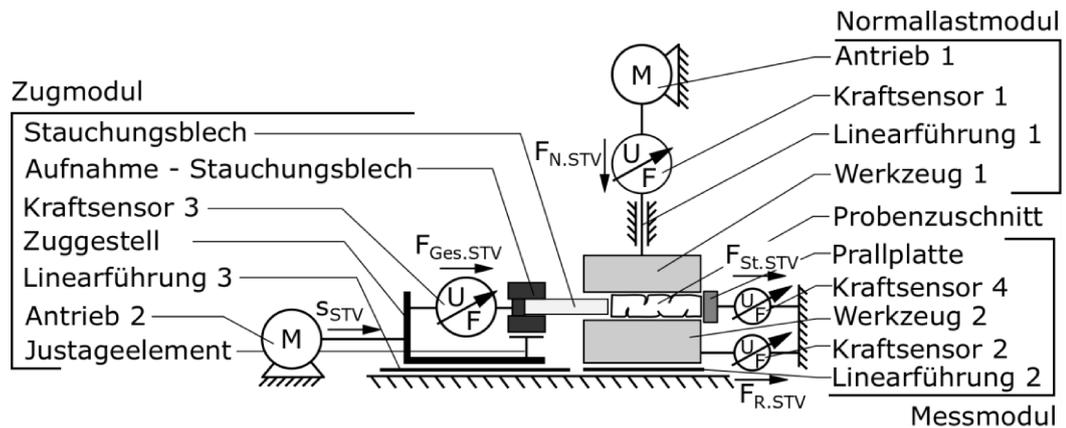


Abbildung 27: Schematische Darstellung des Stauchungsversuchs (STV)

Ein rechteckiger Halbzeugzuschnitt wird zwischen Werkzeug 1 und Werkzeug 2 positioniert. Als Anschlag dient eine Prallplatte, die wenige zehntel Millimeter von den beiden Werkzeugen an Kraftsensor 4 und der umliegenden Gestellstruktur befestigt ist. Ein Stauchungsblech wird innerhalb einer Aufnahme mit Kraftsensor 3 und dem Zuggestell verbunden, ähnlich wie im Streifenzugversuch (vgl. Abbildung 24), und dient als zweite Anschlagkante für den Halbzeugzuschnitt. Durch ein Justageelement kann das Niveau zwischen Stauchungsblech, Werkzeug 2 und dem Halbzeugzuschnitt eingestellt werden. Das Stauchungsblech muss außerdem signifikant dünner sein als die Materialstärke des Halbzeugzuschnitts, um einen Kontakt mit den beiden Werkzeugoberflächen zu vermeiden. Zu Beginn des Stauchungsversuchs bringt Antrieb 1, geregelt durch Kraftsensor 1, eine definierte Normalkraft  $F_{N,STV}$  ( $s_{STV}$ ) auf den Halbzeugzuschnitt auf. Sobald die definierte Normalkraft  $F_{N,STV}$  ( $s_{STV}$ ) aufgebracht wurde, bewegt Antrieb 2 das Zuggestell in Richtung  $s_{STV}$ , wodurch das Stauchungsblech den Probenzuschnitt gegen die Prallplatte presst. Durch die horizontale Bewegung des Stauchungsblechs gegen die Prallplatte entsteht ein Materialüberschuss



#### 4.1.5 Flexibler Versuchsträger

Abbildung 29 zeigt schematisch den strukturellen Aufbau des flexiblen Versuchsträgers am Beispiel des Stauchungsversuchs (vgl. Abbildung 27). Ziel ist es, alle Ersatzversuche innerhalb eines flexiblen Versuchsträgers abbilden zu können, außerdem müssen beide Werkzeugoberflächen immer parallel zueinander ausgerichtet sein. Hierfür wird der flexible Versuchsträger in drei Gestellstrukturen aufgeteilt. Das Normallastmodul mit Werkzeug 1 wird innerhalb des Turmgestells montiert. Das Messmodul mit Werkzeug 2, sowie das Zugmodul wird innerhalb des Drehgestells montiert. Turm- und Drehgestell sind über ein Drehlager beweglich miteinander verbunden. Die Justage des Drehgestells zur Ausrichtung von Werkzeug 2 in der horizontalen Ebene erfolgt durch die Positionierung eines Schublagers, das durch ein zweites Drehlager ebenfalls mit dem Drehgestell verbunden ist. Das Schublager und das Turmgestell sind auf dem Stützgerüst montiert.

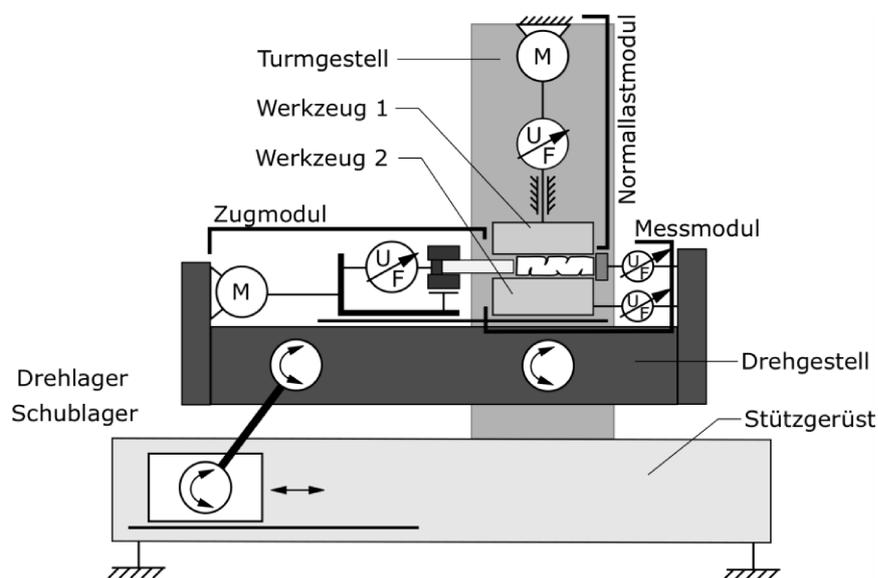


Abbildung 29: Schematische Darstellung des flexiblen Versuchsträgers am Beispiel des Stauchungsversuchs

## 4.2 AUSWAHL DER PARAMETERBEREICHE

### 4.2.1 Formatbereiche

Als Grundlage für die technische Umsetzung der Ersatzversuche aus Abschnitt 4.1 müssen die Grenzen des Formatbereichs der Werkzeugoberflächen festgelegt werden. HAUPTMANN (2010) nutzt für seine Umformversuche eine kreisrunde Ziehteilgeometrie mit einem Bodenradius  $r_{ZT}$  von 55 mm und einer Zargenhöhe  $h_{ZT}$  von 25 mm (Abbildung 30a). Diese Ziehteilgeometrie etabliert sich im weiteren Verlauf innerhalb der Literatur zum Tiefziehen mit unmittelbarer Kompression (HAUPTMANN ET AL., 2015, 2016; HAUPTMANN & MAJSCHAK, 2016; MÜLLER ET AL., 2017A; WALLMEIER, 2018; WALLMEIER ET AL., 2014) als Standardgeometrie um die Umformergebnisse verschiedener Halbzeuge jeweils miteinander vergleichen zu können. Durch den Einsatz definierter Faltenhalterkraftprofile und einem Halbzeug, das speziell für den Umformprozess im

Labormaßstab hergestellt wird, kann die Zargenhöhe  $h_{ZT}$  auf 50 Millimeter vergrößert werden, ohne dass es zum Versagen des Ziehteils kommt (HAUPTMANN ET AL., 2016). Die Höhe der Ziehbüchseninnenkontur  $h_{ZB}$  beträgt dabei in allen Veröffentlichungen 50 Millimeter (Abbildung 30b).

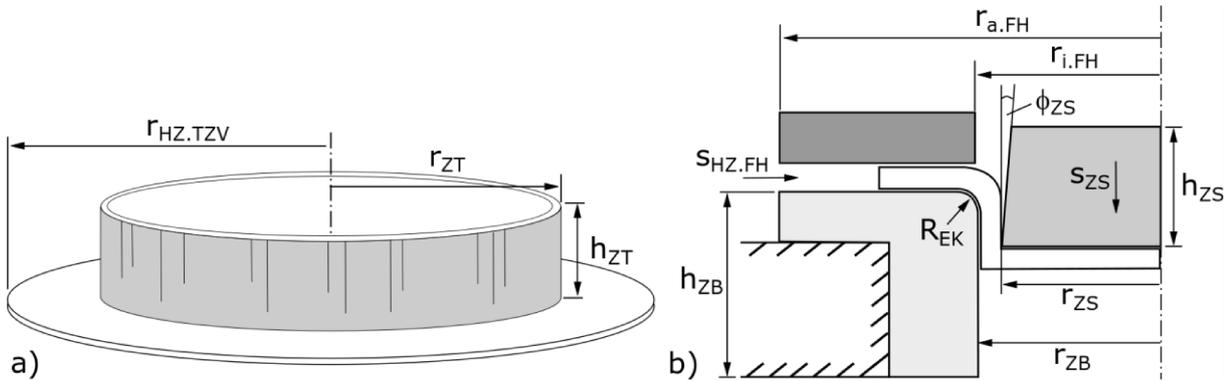


Abbildung 30: Schematische Darstellung der a) Ziehteilgeometrie und b) der Werkzeuggeometrie für das Tiefziehen mit unmittelbarer Kompression

Der Streifenzugversuch und der Doppelstreifenzugversuch sollen jeweils den Reibungswiderstand zwischen der Zargenhöhe und der kontaktierenden Werkzeugoberfläche aus dem Tiefziehversuch mit unmittelbarer Kompression abbilden. Aus der Zargenhöhe  $h_{ZT}$  lässt sich demnach die Länge des Halbzeugzuschnitts in Kontakt mit der Werkzeugoberfläche zu Beginn der Ersatzversuche jeweils für den Streifenzugversuch  $l_{HZ.R.SZV}$  (Abbildung 31a) und den Doppelstreifenzugversuch  $l_{HZ.R.DSZV}$  (Abbildung 31b) ableiten. Die Länge der Werkzeugfläche  $l_{WKZ.R.SZV}$ , die für den Reibkontakt zur Verfügung stehen muss, entspricht im Streifenzugversuch ebenfalls der Zargenhöhe  $h_{ZT}$  aus dem Umformversuch. Die Länge des Reibkontakts mit der Werkzeugoberfläche im Doppelstreifenzugversuch  $l_{WKZ.R.DSZV}$  wird von der Höhe der Ziehbüchseninnenkontur  $h_{ZB}$  abgeleitet. Die Gesamtlänge  $l_{HZ.SZV}$  des Halbzeugzuschnitts für den Streifenzugversuch ergibt sich demnach aus der Kontaktlänge mit der Werkzeugoberfläche zu Beginn des Ersatzversuchs  $l_{HZ.R.SZV}$ , der Länge der Halbzeugaufnahme  $l_{HZA.SZV}$ , die für die Fixierung des Halbzeugzuschnitts notwendig ist, und der freien Länge  $l_{SZV}$  als Abstand zwischen Halbzeugaufnahme und Werkzeug. Die Gesamtlänge  $l_{HZ.DSZV}$  des Halbzeugzuschnitts für den Doppelstreifenzugversuch ergibt sich aus der doppelten Kontaktlänge mit der Werkzeugoberfläche zu Beginn des Ersatzversuchs  $l_{HZ.R.DSZV}$  und der Höhe der Halbzeugaufnahme  $h_{HZA.DSZV}$ . Die maximale Zargenhöhe und die maximale Ziehbüchsenhöhe werden in der Literatur mit 50 Millimeter angegeben, weshalb die Länge der Werkzeuge  $l_{WKZ.SZV}$  und  $l_{WKZ.DSZV}$  jeweils mit 70 Millimeter etwas größer angenommen wird. Der dynamische Reibkoeffizient ist unabhängig von der Kontaktfläche (MARKOV, 2012), weshalb die Breite der Halbzeugzuschnitte  $b_{HZ.SZV}$  bzw.  $b_{HZ.DSZV}$  mit jeweils 28 Millimetern festgelegt wird. Um einen Einfluss durch die Kanten der Werkzeuge auf die Ergebnisse der Ersatzversuche zu vermeiden, wird die Werkzeugbreite  $b_{WKZ.SZV}$  und  $b_{WKZ.DSZV}$  mit 32 Millimeter etwas größer ausgewählt als die Breite des Halbzeugzuschnitts  $b_{HZ.SZV}$  und  $b_{HZ.DSZV}$ . Die Höhe der der Werkzeuge  $h_{WKZ.SZV}$  und  $h_{WKZ.DSZV}$  wird jeweils mit 12 Millimeter festgelegt.

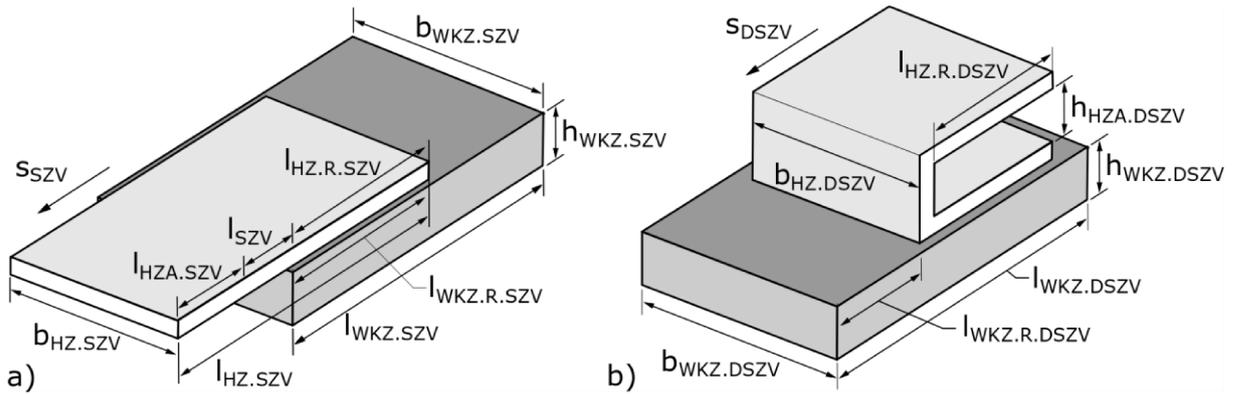


Abbildung 31: Schematische Darstellung der Werkzeug- und Halbzeuggeometrie für den a) Streifenzugversuch und b) Doppelstreifenzugversuch

Zur einfachen Positionierung des Halbzeugzuschnitts innerhalb des 2-Punkt-Biegeversuchs, dient eine Seite des Werkzeugs als Anschlagskante (Abbildung 32a). Demnach ergibt sich die Länge des Halbzeugzuschnitts für den 2-Punkt-Biegeversuch  $l_{HZ.2PBV}$  aus der Länge des Werkzeugs  $l_{WKZ.2PBV}$  und der freien Biegelänge  $l_{HZ.B.2PBV}$ . Die freie Biegelänge  $l_{HZ.B.2PBV}$  orientiert sich wiederum an der Zargenhöhe  $h_{ZT}$ . Die Breite des Halbzeugzuschnitts  $b_{HZ.2PBV}$  wird, angelehnt an den Streifenzugversuch und den Doppelstreifenzugversuch, ebenfalls mit 28 Millimeter angenommen. Die geometrischen Abmessungen des Werkzeugs werden von denen aus dem Streifenzugversuch und den Doppelstreifenzugversuch übernommen.

Für die Auswahl der Länge des Halbzeugzuschnitts  $l_{HZ.STV}$  und des Vorschubs  $s_{STV}$ , den das Zugmodul bzw. das Stauchungsblech während des Stauchungsversuchs durchführt (Abbildung 32b), muss das Stauchungsverhältnis  $k_{TZV}$  ( $s_{HZ.FH}$ ) des Halbzeugzuschnitts im Bereich unterhalb des Faltenhalters während des Tiefziehversuchs mit unmittelbarer Kompression ermittelt werden (Gl. 5). Das Stauchungsverhältnis ist das Verhältnis zwischen der Stauchungsbewegung in Blattebene und der Gesamtlänge des Halbzeugzuschnitts in Richtung der Stauchungsbewegung. Innerhalb des Tiefziehversuchs mit unmittelbarer Kompression ist die maximale Stauchungsbewegung in Blattebene die Differenz zwischen dem Umfang des Halbzeugzuschnitts und dem Umfang der Ziehbüchseninnenkontur. Die Gesamtlänge des Halbzeugzuschnitts in Richtung der Stauchungsbewegung ist demnach der Umfang des Halbzeugzuschnitts. Zur Beschreibung der Progression des Stauchungsverhältnis  $k_{TZV}$  ( $s_{HZ.FH}$ ) über der Stempelbewegung  $s_{ZS}$  wird die Bewegung des Halbzeugzuschnitts im Bereich unterhalb des Faltenhalters  $s_{HZ.FH}$  eingeführt, die endet sobald der Halbzeugzuschnitt den Bereich unterhalb des Faltenhalters vollständig verlassen hat (Abbildung 30b).

$$k_{TZV}(s_{ZS}) = \frac{2 \cdot \pi \cdot (r_{ZB} + s_{HZ.FH}) - 2 \cdot \pi \cdot r_{ZB}}{2 \cdot \pi \cdot r_{HZ.TZV}} \quad \text{Gl. 5}$$

Das Stauchungsverhältnis innerhalb des Stauchungsversuchs  $k_{STV}$  ( $s_{STV}$ ) ergibt sich wiederum aus dem Verhältnis der Vorschubbewegung des Stauchungsblechs  $s_{STV}$  und der Länge des Halbzeugzuschnitts  $l_{HZ.STV}$  (Gl. 6). Für den Stauchungsversuch wird das

Stauchungsverhältnis aus dem Tiefziehversuch mit unmittelbarer Kompression übernommen bzw. etwas höher angesetzt.

$$k_{STV}(s_{STV}) = \frac{s_{STV}}{l_{HZ.STV}} \tag{Gl. 6}$$

Die Breite des Halbzeugzuschnitts  $b_{HZ.STV}$  wird wie in den drei vorhergehend beschriebenen Ersatzversuchen mit 28 Millimetern angenommen. Die geometrischen Abmessungen des Werkzeugs werden von denen aus dem Streifenzugversuch, dem Doppelstreifenzugversuch und dem 2-Punkt-Biegeversuch übernommen.

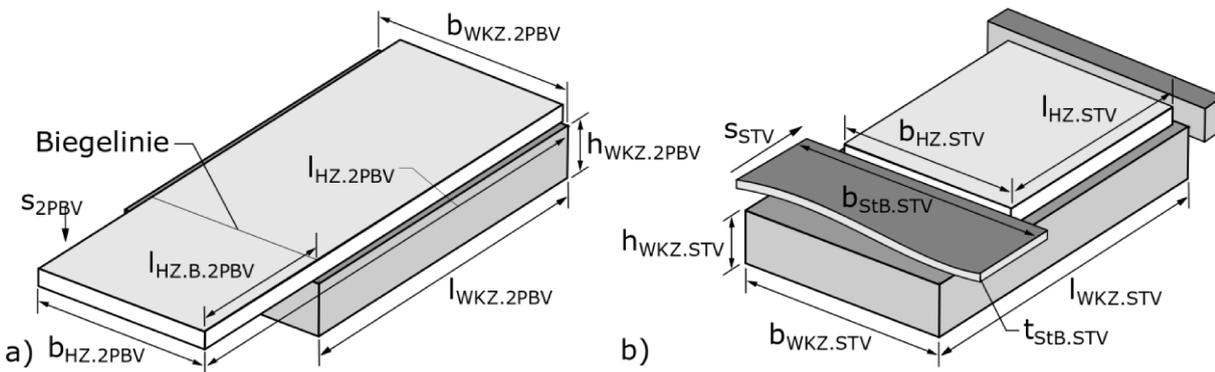


Abbildung 32: Schematische Darstellung der Werkzeug- und Halbzeuggeometrie für den a) 2-Punkt-Biegeversuch und b) Stauchungsversuch

Tabelle 1 fasst die bisher festgelegten geometrischen Abmessungen der Ersatzversuche zusammen.

Tabelle 1: Festgelegte geometrische Abmessungen der Ersatzversuche

Länge der Werkzeuge $l_{WKZ}$	70 mm
Breite der Werkzeuge $b_{WKZ}$	32 mm
Höhe der Werkzeuge $h_{WKZ}$	12 mm
Breite der Halbzeugzuschnitte $b_{HZ}$	28 mm

#### 4.2.2 Kraftbereiche

Mit Hilfe der in Abschnitt 4.2.1 festgelegten Formatbereiche und dem Stand der Technik müssen die maximalen Kräfte abgeschätzt werden, die durch die beiden Antriebe innerhalb der jeweiligen Ersatzversuche (vgl. Abschnitt 4.1) aufgebracht werden müssen.

Antrieb 1 muss innerhalb des Doppelstreifenzugversuchs (vgl. Abbildung 25) und des erweiterten Stauchungsversuchs (vgl. Abbildung 28) die Kompressionskraft im Ziehspalt  $F_{K.ZSp}(s_{Zs})$  aus dem Tiefziehversuch mit unmittelbarer Kompression (vgl. Abbildung 5a) abbilden können. HESSE & TENZER (1963) schätzen einen maximalen Normaldruck im Ziehspalt von ca. 10 MPa ab, ohne einen Nachweis zu erbringen. Bezogen auf eine maximale

Zargenhöhe  $h_{ZT}$  von 50 Millimetern und der festgelegten Breite der Halbzeugzuschnitte  $b_{HZ}$  von 28 Millimeter (vgl. Tabelle 1), würde sich aus Gl. 7 eine maximale Normalkraft im Doppelstreifenzugversuch  $F_{N,DSZV}(s_{DSZV})$  von 14 kN ergeben.

$$F_{N,DSZV}(s_{DSZV}) = 10 \text{ MPa} \cdot h_{ZT} \cdot b_{HZ} \quad \text{Gl. 7}$$

Innerhalb des Streifenzugversuchs und des Stauchungsversuchs muss Antrieb 1 die Faltenhalterkraft  $F_{N,FH}(s_{ZS})$  aus dem Tiefziehversuch mit unmittelbarer Kompression (vgl. Abbildung 5a) abbilden können. HAUPTMANN ET AL. (2016) erarbeiten Faltenhalterkraftprofile die speziell an das Materialverhalten der Halbzeuge angepasst werden, überschreitet dabei aber nicht 12 kN. HAUPTMANN (2010) ermittelt eine maximale Biegekraft innerhalb seines Ersatzversuchs von 25 N für eine Probenbreite von 15 mm.

Antrieb 1 muss demnach innerhalb des Doppelstreifenzugversuchs die größte Normalkraft aufbringen. Mit Hilfe von Gl. 1 (Abschnitt 2.2.1) und einem dynamischen Reibungskoeffizienten  $\mu$  von 0,23 aus SCHERER (1932) kann der Kraftbedarf für Antrieb 2 mit ca. 6500 N abgeschätzt werden.

#### 4.2.3 Temperaturbereiche

SCHERER (1932) und TENZER (1989) geben als Richtwert 120 °C bis 160 °C für die Temperatur der Ziehbüchse an. HAUPTMANN (2010) beheizt die Ziehbüchse und den Ziehstempel mit bis zu 200 °C. Eine Beheizung des Faltenhalters ist dagegen nicht vorgesehen.

#### 4.2.4 Geschwindigkeitsbereiche

HAUPTMANN (2010) und LOHSE ET AL. (2010) legen den hydraulischen Tiefziehversuchsstand (vgl. Abbildung 3b) für eine Ziehstempelgeschwindigkeit  $v_{ZS}$  von bis zu 800 mm/s aus. In der Literatur wird aber überwiegend eine Ziehstempelgeschwindigkeit von 20 mm/s genutzt (HAUPTMANN ET AL., 2015, 2016; HAUPTMANN & MAJSCHAK, 2016; MÜLLER ET AL., 2017A; WALLMEIER, 2018; WALLMEIER ET AL., 2014).

### 4.3 TECHNISCHE UMSETZUNG

#### 4.3.1 Auswahl Antriebe und Kraftsensoren

Für Antrieb 1 wurde der Elektrozyylinder SERAC KH30 mit integrierter ASCA Servospindel und Direktantrieb von der Firma Ortlieb ausgewählt (Abbildung 33a) (vgl. Datenblatt im Anhang). Durch die geringe Spindelsteigung von 1 mm können Dauerkräfte von bis zu 30 kN erreicht werden, wodurch der maximal erwartbare Kraftbereich aus Abschnitt 4.2.2 mit einem Sicherheitsfaktor 2 abgebildet werden kann. Der große Sicherheitsfaktor wird notwendig, da die Empfehlungen durch HESSE & TENZER (1963) ohne zahlenmäßigen Nachweis erbracht wurden. Außerdem kann die resultierende Reaktionskraft  $F_{K,ESTV}(t)$  aus dem erweiterten

Stauchungsversuch nicht hinreichend abgeschätzt werden. Um die Komponenten des Ersatzversuchs vor dem Versagen zu schützen, ist der hohe Sicherheitsfaktor gerechtfertigt. Der Elektrozyylinder besitzt außerdem eine integrierte Bremse die ebenfalls 30 kN Haltekraft aufbringen kann. Die Spindelposition wird durch eine integrierte, direkte Wegmessung über einen SSI-Geber bestimmt und in die übergeordnete Steuerung weitergegeben. Die Montage des Elektrozyinders erfolgt seitlich am Gehäuse durch 6 Schraubverbindungen.

Als Antrieb 2 wurde der Elektrozyylinder SERAC XH12 mit integrierter ASCA Servospindel und Direktantrieb von der Firma Ortlieb (Abbildung 33b) (vgl. Datenblatt im Anhang) ausgewählt. Durch die Spindelsteigung von 3 mm kann eine Dauerkraft von bis zu 12 kN erreicht werden wodurch der maximal erwartbare Kraftbereich aus Abschnitt 4.2.2 ebenfalls mit einem Sicherheitsfaktor 2 abgebildet werden kann. Die maximale Vorschubgeschwindigkeit beträgt 225 mm/s. Die Spindelposition wird durch eine integrierte, direkte Wegmessung über einen SSI-Geber bestimmt und in die übergeordnete Steuerung weitergegeben. Die Montage des Elektrozyinders erfolgt frontal am Flanschbereich durch 4 Schraubverbindungen.

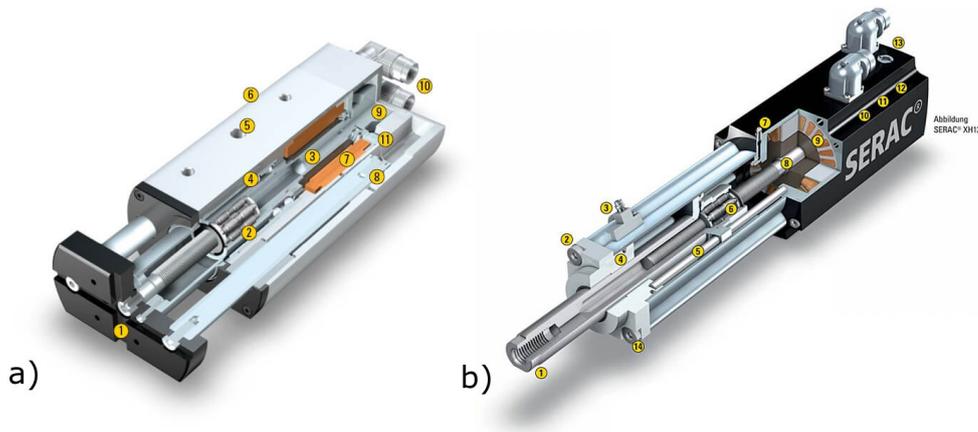


Abbildung 33: Schnittdarstellungen der ausgewählten Antriebe a) Elektrozyylinder SERAC KH 30 der Firma Ortlieb (ORTLIEB PRÄZISIONSSYSTEME GMBH & CO. KG, 2022A) und b) Elektrozyylinder SERAC XH 12 der Firma Ortlieb (ORTLIEB PRÄZISIONSSYSTEME GMBH & CO. KG, 2022B)

Die Aufgabe der Kraftmessung innerhalb der Ersatzversuche in Abschnitt 4.1 wird mit Hilfe s-förmiger Kraftsensoren KD9363s der Firma ME Messsysteme erfüllt. Durch die einfache Montage der s-förmigen Kraftsensoren kann der Messbereich individuell der Belastungssituation innerhalb jeden einzelnen Ersatzversuchs angepasst werden, indem Kraftsensoren beliebig ausgetauscht werden. Aus diesem Grund sind die verwendeten Messbereiche auch deutlich geringer gewählt als die Maximalkraftbereiche der ausgewählten Elektrozyylinder (Tabelle 2), da hierdurch die Messgenauigkeit der Sensoren der Messaufgabe angepasst werden kann, wodurch sich die Messgenauigkeit signifikant verbessert.

Tabelle 2: Auswahl der Kraftsensoren für die Ersatzversuche

Kraftsensor 1	ME Messsysteme KD9363s	$\pm 10 \text{ kN}$
Kraftsensor 2	ME Messsysteme KD9363s	$\pm 5 \text{ kN}$
Kraftsensor 3	ME Messsysteme KD9363s	$\pm 2,5 \text{ kN}$
Kraftsensor 4	ME Messsysteme KD9363s	$\pm 0,5 \text{ kN}$

#### 4.3.2 Konstruktion der Baugruppen

##### Stützgerüst

Das Stützgerüst besteht aus Item-Konstruktionsprofilen, die über Nutensteine und Konstruktionswinkel miteinander verbunden werden (Abbildung 34). Das Stützgerüst wird durch Stellfüße horizontal ausgerichtet. Zwei Querbalken bilden die Montagefläche für das Turmgestell. Unterhalb davon befinden sich zwei Linearachsen mit Wellenunterstützung als Teil des Schublagers zur Ausrichtung des Drehgestells im Bezug zum Turmgestell. Über eine Trapezgewindespindel und eine Handkurbel wird die Position des Schubkurbelmechanismus eingestellt und durch die Selbsthemmung des Trapezgewindes fixiert.

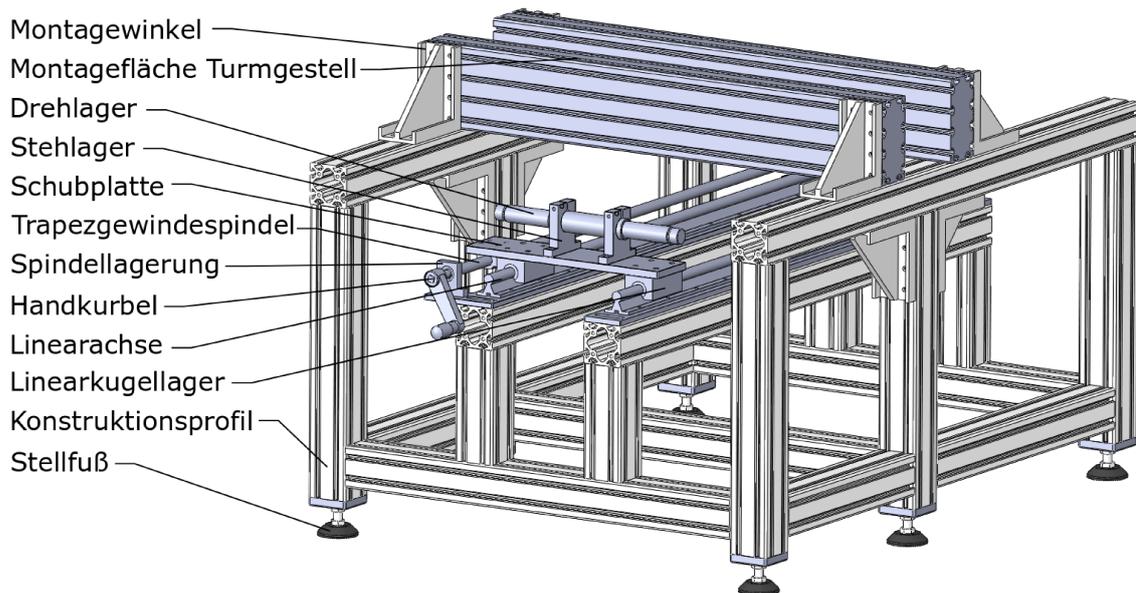


Abbildung 34: CAD-Modell des Stützgerüsts

## Turmgestell

Abbildung 35 zeigt das CAD-Modell des Turmgestells mit angeschlossenem Antrieb 1. Das Turmgestell besteht im Wesentlichen aus zwei symmetrisch aufgebauten Gestellständern, die durch einen Gestellbolzen miteinander verbunden sind. Beide Gestellständer bestehen aus zwei Gestellplatten mit einem jeweils angepassten Bohrungsbild. Beide Gestellplatten sind durch die Lagerbolzen, Versteifungsbolzen und Verspannungsbolzen, sowie Sicherheitsmutter mit Feingewinde miteinander verbunden. Beide Gestellständer werden über ihre Lagerbolzen innerhalb von Lagerschalen auf den beiden Grundplatten positioniert. Durch die beiden Grundplatten und die Montagewinkel wird das Turmgestell auf dem Stützgerüst (vgl. Abbildung 34) positioniert und fixiert. Jeder Gestellständer besitzt zwei Führungsbolzen in denen jeweils eine Führungsachse montiert ist. Die Führungsachsen dienen als Schnittstelle zum Normallastmodul. Durch eine Gewindestange, einen Gelenkkopf und die beiden Verspannungsbolzen kann jeder Gestellständer gegen die Belastungsrichtung durch Antrieb 1 zusätzlich versteift werden. Antrieb 1 wird durch eine Montageplatte und Schraubenverbindungen am Gestellbolzen montiert.

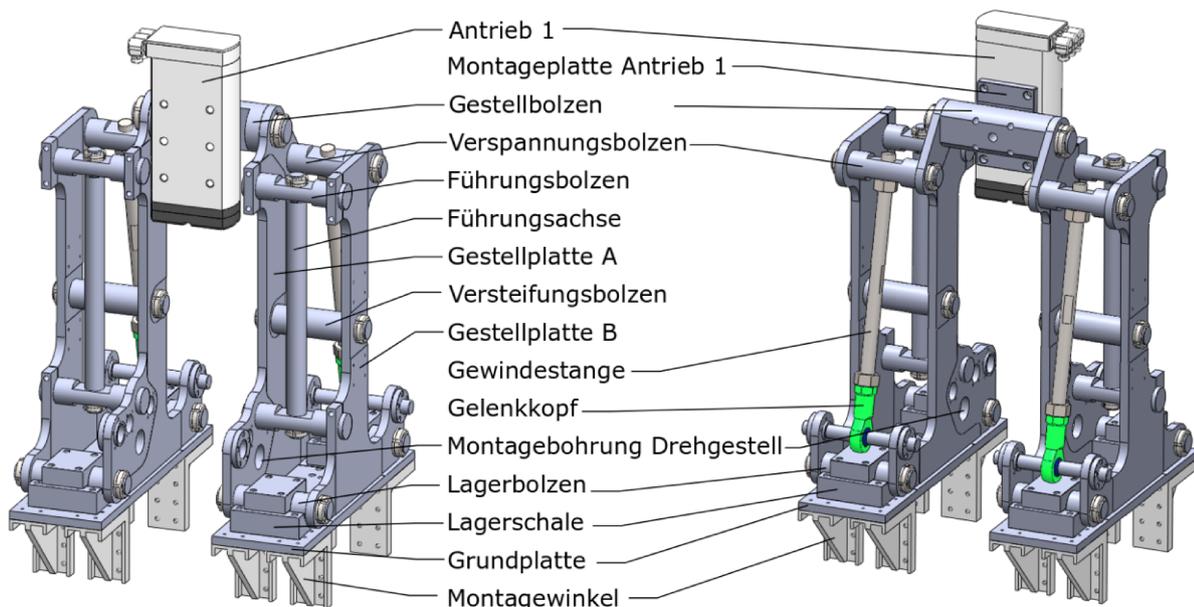


Abbildung 35: CAD-Modell des Turmgestells und Antriebs 1

## Normallastmodul

Abbildung 36 zeigt das CAD-Modell des Normalkraftmoduls. Der wesentliche Aufbau des Normallastmoduls besteht aus zwei Führungsplatten, die durch zwei Distanzbolzen miteinander mechanisch verbunden sind. An den beiden Führungsplatten sind jeweils 2 Linearkugellager montiert, die innerhalb des flexiblen Versuchsträgers mit den beiden Führungsachsen des Turmgestells (vgl. Abbildung 35) verbunden werden. Über eine Montageplatte wird außerdem Antrieb 1 mit dem Normallastmodul verbunden. An Führungsplatte A ist Kraftsensor 1 über eine Schraubverbindung fixiert. Ein Austausch des Kraftsensors zur Änderung des Messbereichs ist jederzeit möglich. Unterhalb des

Kraftsensoren befindet sich eine Linearachse, die in einem Gleitlager vertikal verschoben werden kann und durch eine Sicherungsmutter eine Vorspannung auf den Kraftsensor aufbringt. Die Vorspannung muss der Gewichtskraft der Werkzeuganordnung unterhalb der Linearachse entsprechen, wodurch deren Einfluss auf den Normkrafteintrag kompensiert werden kann.

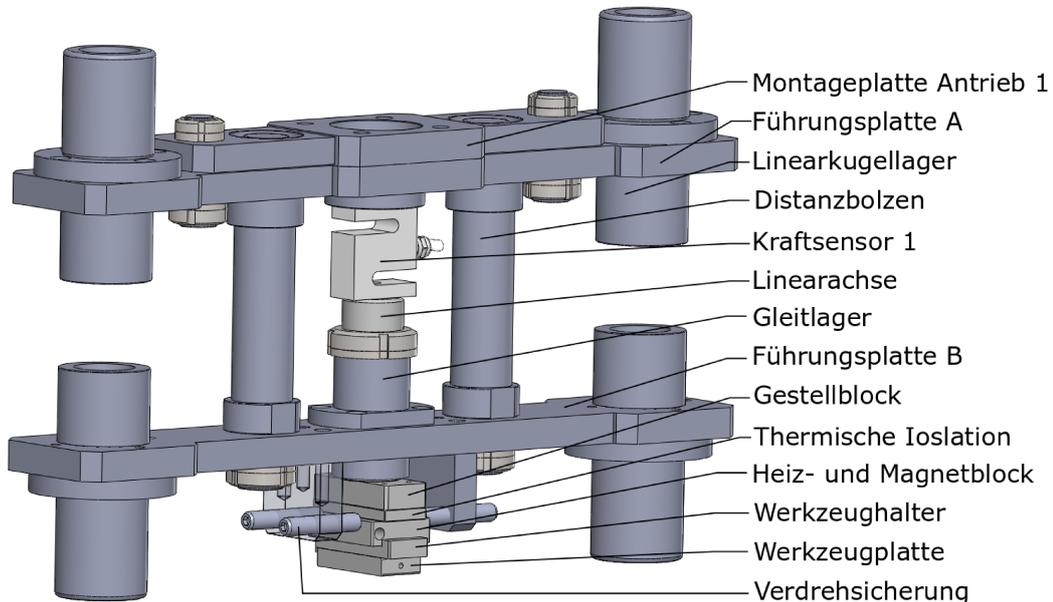


Abbildung 36: CAD-Modell des Normallastmoduls

Die Werkzeuganordnung (Werkzeug 1, vgl. Abschnitt 4.1.1 bis 4.1.4) besteht aus einem Gestellblock, der an der Linearachse fixiert wird, einer thermischen Isolation, dem Heiz- und Magnetblock, sowie dem Werkzeughalter und der Werkzeugplatte. Die Werkzeugplatte entspricht den geometrischen Abmessungen aus Abschnitt 4.2.1 (vgl. Tabelle 1). Sie ist auf dem Werkzeughalter mit vier Schraubenverbindungen montiert und wird gegen eine Anschlagkante positioniert (Abbildung 37).

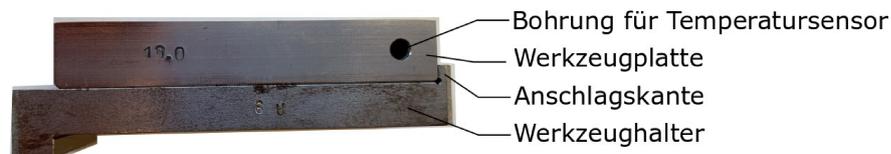


Abbildung 37: Technische Umsetzung der Werkzeugplatte und des Werkzeughalters

Die Befestigung des ferromagnetischen Werkzeughalters erfolgt durch die Haltekraft von zwei Topfmagneten innerhalb des Heiz- und Magnetblocks, sowie dem Formschluss zwischen Werkzeughalter und Heiz- und Magnetblock in Zugrichtung durch einen zweiten Anschlag. Die Werkzeugplatte kann mit einer Heizpatrone innerhalb des Heiz- und Magnetblocks bis zu 200 °C beheizt werden. Die Temperatur wird auf das Messsignal eines Temperatursensors innerhalb der Werkzeugplatte geregelt. Durch eine Polyetheretherketon-Platte (PEEK-Platte) wird die thermische Isolation zur Linearachse und der umliegenden Struktur realisiert.

## Drehgestell

Das Drehgestell besteht aus einem Gestellblock in dem zwei Drehachsen für die Montage mit dem Turmgestell und dem Schublager (Stützgerüst) integriert sind. Die Drehachsen werden mit Sicherungsmuttern fixiert. Durch eine Montageplatte wird Antrieb 2 mit dem Drehgestell verbunden. Abbildung 38 zeigt das CAD-Modell des Drehgestells mit angeschlossenen Antrieb 2.

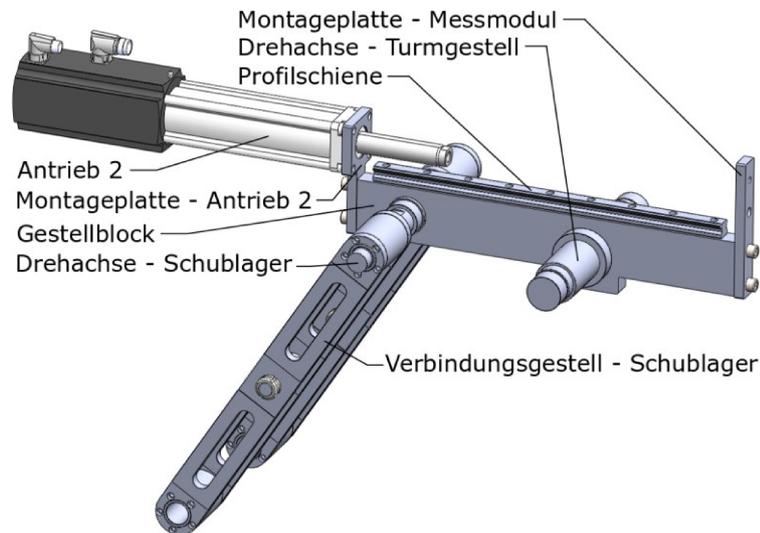


Abbildung 38: CAD-Modell des Drehgestells mit angeschlossenen Antrieb 2

Im Folgenden werden die Aufbauten innerhalb des Drehgestells zur Realisierung der Ersatzversuche aus Abschnitt 4.1.1, 4.1.2 und 4.1.3 bzw. 4.1.4 getrennt als Konfigurationen beschrieben. Auf eine Darstellung von Antrieb 2 und dem Verbindungsgestell zum Schublager wird dabei verzichtet, um die Übersicht zu verbessern.

### Drehgestell - Konfiguration Streifenzugversuch

Für den Streifenzugversuch wird das Drehgestell mit dem Zugmodul und dem Messmodul (vgl. Abbildung 24) ausgerüstet (Abbildung 39). Beide Module werden jeweils auf einem Profilschienen Schlitten montiert und teilen sich eine Profilschiene, die auf dem Drehgestell befestigt ist. Die Kombination aus Profilschiene und –schlitten kann vor allem orthogonal zur horizontalen Bewegungsrichtung eine hohe Normallast aufnehmen, ohne den Reibungswiderstand in der Bewegungsführung zu erhöhen.

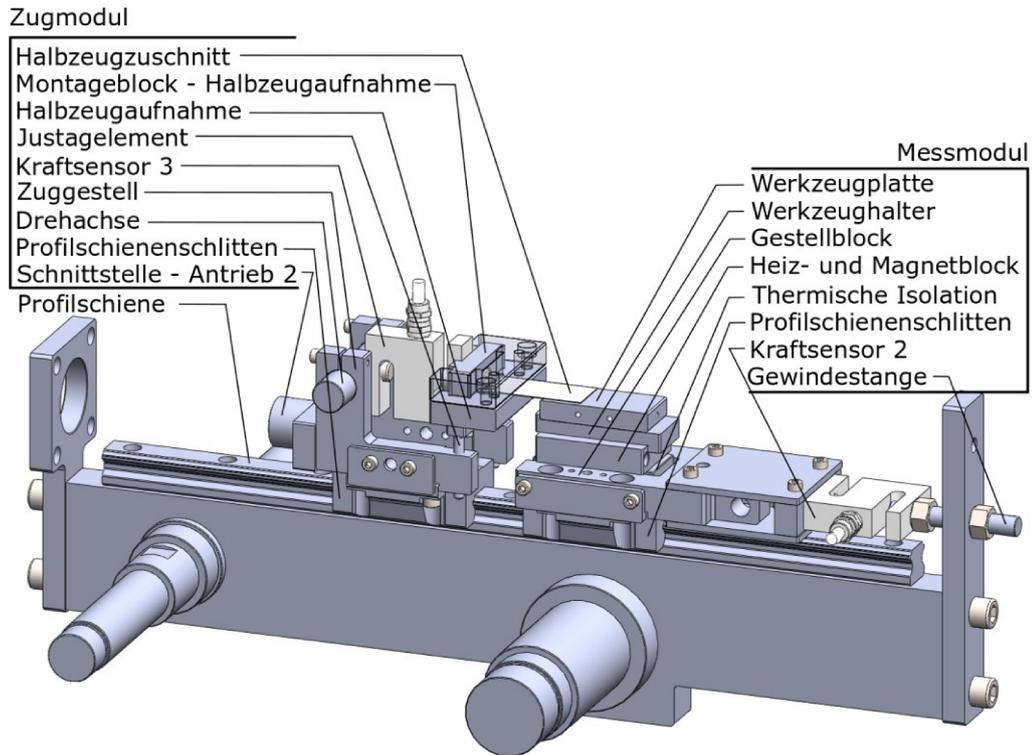


Abbildung 39: CAD-Modell des Drehgestells für die Konfiguration Streifenzugversuch

Das Messmodul besteht aus einem Gestellblock, der über Kraftsensor 2 und einer Gewindestange mit dem Drehgestell verbunden ist. Mit Hilfe der Gewindestange und zweier Sechskantmutter kann das Messmodul bzw. die Werkzeugplatte in Relation zum Normlastmodul in der horizontalen justiert werden. Die Werkzeuganordnung auf dem Gestellblock spiegelt den Aufbau innerhalb des Normlastmodul wider. Direkt auf dem Gestellblock wird eine PEEK-Platte zur thermischen Isolation montiert. Darüber befindet sich der Heiz- und Magnetblock. Innerhalb des Heiz- und Magnetblocks sind zwei Topfmagnete und zwei Positionierstifte integriert (Abbildung 40). Außerdem kann ein Heizpatrone montiert werden, um die Werkzeugplatte zu beheizen. Die Kombination aus Werkzeugplatte und Werkzeughalter wird auf den Heiz- und Magnetblock durch den Anschlag am Werkzeughalter (vgl. Abbildung 37) und den Positionierstiften positioniert und durch die Haltekraft der Topfmagnete fixiert.

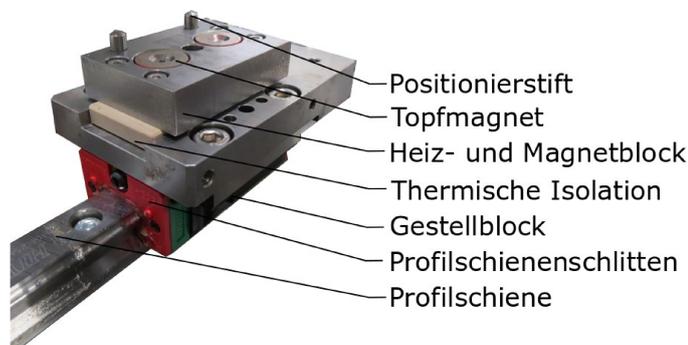


Abbildung 40: Technische Umsetzung des Messmoduls, dargestellt ohne Werkzeughalter und Werkzeugplatte

Das Zugmodul besteht aus einem zweiteiligen Zuggestell, das auf einem Profilschienenschlitten fixiert ist (Abbildung 41). Innerhalb der beiden Gestellplatten ist eine Drehachse montiert, die mit Hilfe einer Schraubverbindung, Kraftsensor 3 aufnimmt. An Kraftsensor 3 ist außerdem ein Montageblock befestigt. Unterhalb des Montageblocks befindet sich eine Querstrebe, die auf zwei Gewindestangen aufliegt, die wiederum innerhalb der Gestellplatten des Zuggestells montiert sind. Über das Niveau der Gewindestangen lässt sich die Kombination aus Kraftsensor, Montageblock und Querstrebe bezogen auf den Freiheitsgrad der Drehachse horizontal ausrichten. Die Halbzeugaufnahme besteht aus zwei Frästeilen die formschlüssig auf den Montageblock passen. Zur Bestückung des Streifenzugversuchs wird der Halbzeugzuschnitt durch eine Schraubenverbindung zwischen den beiden Hälften der Halbzeugaufnahme geklemmt und anschließend in den Montageblock eingesetzt. Als Anschlag dient wiederum die Querstrebe.

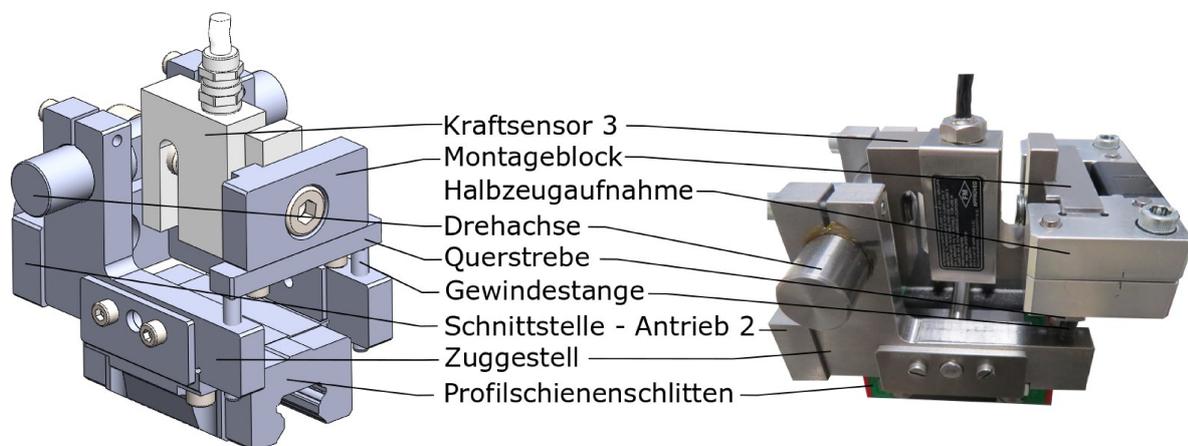


Abbildung 41: CAD-Modell und technische Umsetzung des Zugmoduls mit Halbzeugaufnahme

### Drehgestell - Konfiguration Doppelstreifenzugversuch

Das Messmodul wird für die Konfiguration Doppelstreifenzugversuch (Abbildung 42) vollständig aus der Konfiguration Streifenzugversuch übernommen. Dagegen wird Kraftsensor 3 aus dem Zugmodul entfernt. Stattdessen wird ein Hebelsystem an die Drehachse montiert. Das Hebelsystem besteht aus zwei Gestellplatten, die ein identisches Bohrungsbild besitzen. Zwischen den beiden Gestellplatten wird die Halbzeugaufnahme montiert. Die Halbzeugaufnahme ist ein quaderförmiges Frästeil, um das der Halbzeugzuschnitt herumgelegt wird. Ein Topfmagnet an der Stirnseite der Halbzeugaufnahme, in Richtung des Vorschubs  $s_{DSZV}$ , bringt außerdem eine Haltekraft auf den Halbzeugzuschnitt auf. Die Halbzeugaufnahme ist zusätzlich mit einer Aufnahmebohrung für jeweils eine Heizpatrone und einen Temperatursensor ausgestattet. Hierdurch kann die Halbzeugaufnahme, wie die beiden Werkzeugplatten im Normallastmodul und im Messmodul, auf bis zu 200 °C beheizt werden. Zur Ausrichtung der Halbzeugaufnahme im Bezug zur Werkzeugplatte des Messmoduls, liegt das Hebelsystem auf einer Justageplatte auf deren Abstand zu den Gestellplatten des Zugmoduls mit Hilfe einer Kombination aus Spiralfeder und Schraube eingestellt werden kann. Ohne die Belastung durch das Normallastmodul soll sich die Halbzeugaufnahme einige Millimeter über der Werkzeugplatte des Messmoduls befinden.

Hierdurch kann der Halbzeugzuschnitt leichter eingelegt werden. Die beiden Spiralfedern halten das Hebelsystem an der definierten Position. Durch die Last des Normallastmoduls während des Doppelstreifenzugversuchs wird das Hebelsystem gegen die Federkraft in Richtung Werkzeugplatte gedrückt.

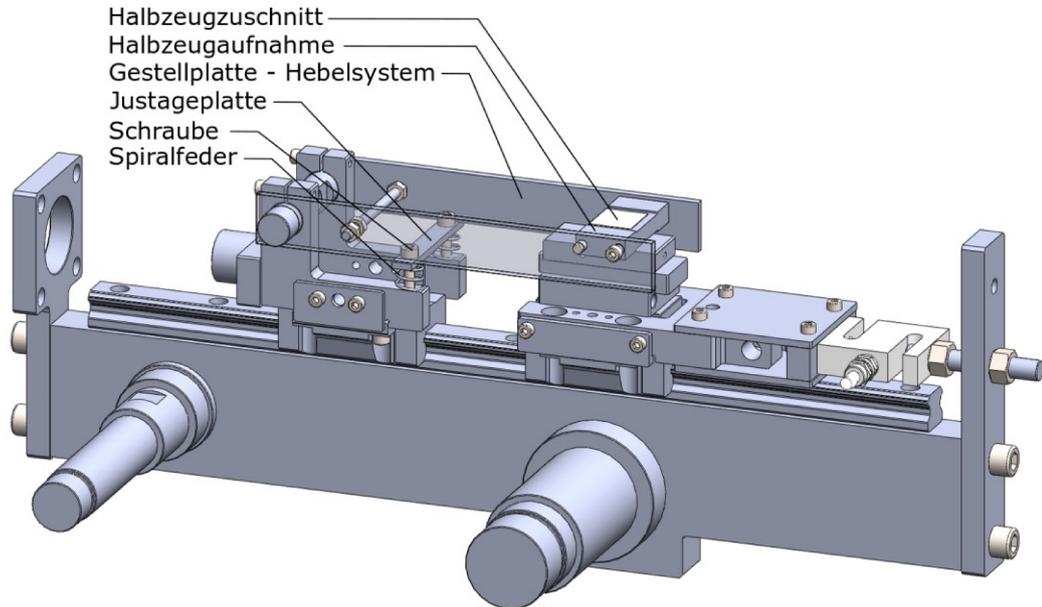


Abbildung 42: CAD-Modell des Drehgestells für die Konfiguration Doppelstreifenzugversuch

### Drehgestell - Konfiguration 2-Punkt-Biegeversuch

Für die Konfiguration 2-Punkt-Biegeversuch (Abbildung 43) wird das Zugmodul nicht benötigt. Ein Umbau ist hierfür nicht notwendig, stattdessen wird Antrieb 2 vollständig eingefahren, wodurch das Zugmodul nicht mit dem Normallastmodul kollidieren kann. Aus dem Messmodul wird Kraftsensor 2 entfernt und der Gestellblock mit einer Gewindestange direkt mit dem Drehgestell verbunden. Der Halbzeugzuschnitt wird auf der Werkzeugplatte positioniert und durch einen Klemmblock fixiert. Der Halbzeugzuschnitt ragt dabei in Richtung des Zugmoduls über die Werkzeugplatte hinaus.

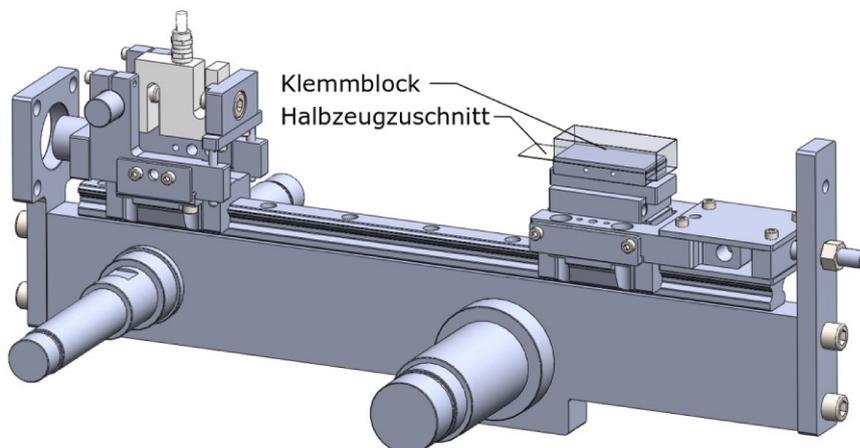


Abbildung 43: CAD-Modell des Drehgestells für die Konfiguration 2-Punkt-Biegeversuch

### Drehgestell - Konfiguration Stauchungsversuch

Für die Konfiguration Stauchungsversuch (Abbildung 44) wird der Aufbau aus der Konfiguration Streifenzugversuch (vgl. Abbildung 39) vollständig übernommen.

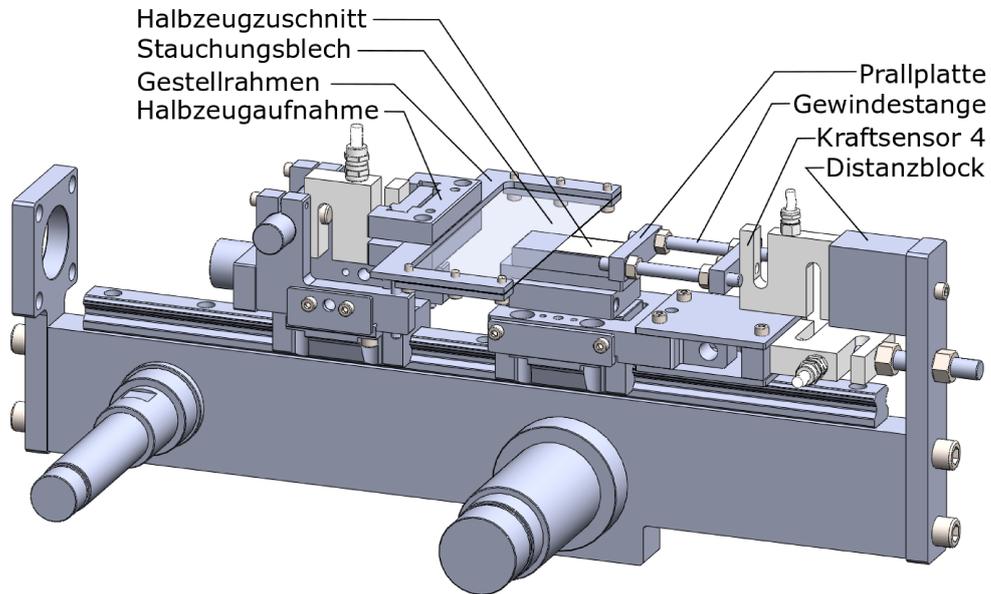


Abbildung 44: CAD-Modell des Drehgestells für die Konfiguration Stauchungsversuch

Anstatt eines Halbzeugzuschnitts, wird zwischen den beiden Frästeilen der Halbzeugaufnahme ein Rahmengestell montiert, in dem das Stauchungsblech fixiert ist. Die Materialstärke des Stauchungsblechs muss geringer sein als die Materialstärke des Halbzeugzuschnitts um einen Kontakt zwischen den beiden Werkzeugplatten und dem Stauchungsblech zu vermeiden. Das Stauchungsblech wird demnach für jedes untersuchte Material separat ausgewählt. Oberhalb des Messmoduls wird eine Prallplatte an Kraftsensor 4 und dem Drehgestell montiert. Durch zwei Gewindestangen kann der Abstand der Prallplatte zur Werkzeugplatte eingestellt werden. Für den Stauchungsversuch wird das Zugmodul so positioniert, dass der Halbzeugzuschnitt zwischen Stauchungsblech und Prallplatte auf der Werkzeugplatte formschlüssig angeordnet werden kann.

Zur Vorbereitung von Halbzeugzuschnitten mit charakteristischen Faltenbild für die Ersatzversuche Streifenzugversuch und 2-Punkt-Biegeversuch wird eine breitere Werkzeugplatte auf dem Werkzeughalter montiert (Abbildung 45). Die Erfassung der Stauchungskraft ist in dieser Konfiguration nicht notwendig, weshalb die Prallplatte und Kraftsensor 4 demontiert werden. Der Halbzeugzuschnitt wird stattdessen gegen einen Anschlag gepresst, der direkt an der Werkzeugplatte montiert ist. Innerhalb des Normlastmoduls wird ebenfalls eine breitere Werkzeugplatte montiert, allerdings ohne zusätzlichen Anschlag.

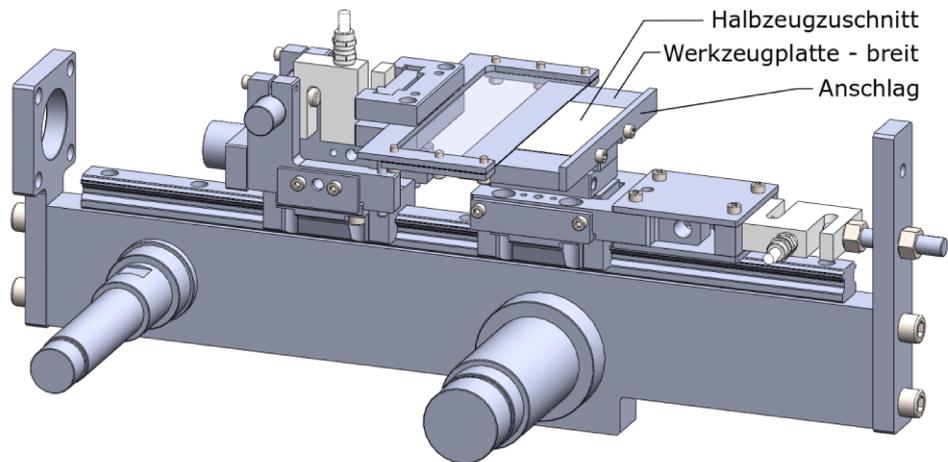


Abbildung 45: CAD-Modell des Drehgestells für die Konfiguration Stauchungsversuch mit breitem Werkzeug

**Gesamtbaugruppe**

Abbildung 46 zeigt die Gesamtbaugruppe des flexiblen Versuchsträgers in der Konfiguration Streifenzugversuch, als a) CAD-Modell und als b) technisch umgesetzter Versuchsstand im Technikum der TU Dresden, Professur Verarbeitungsmaschinen/ Verarbeitungstechnik.

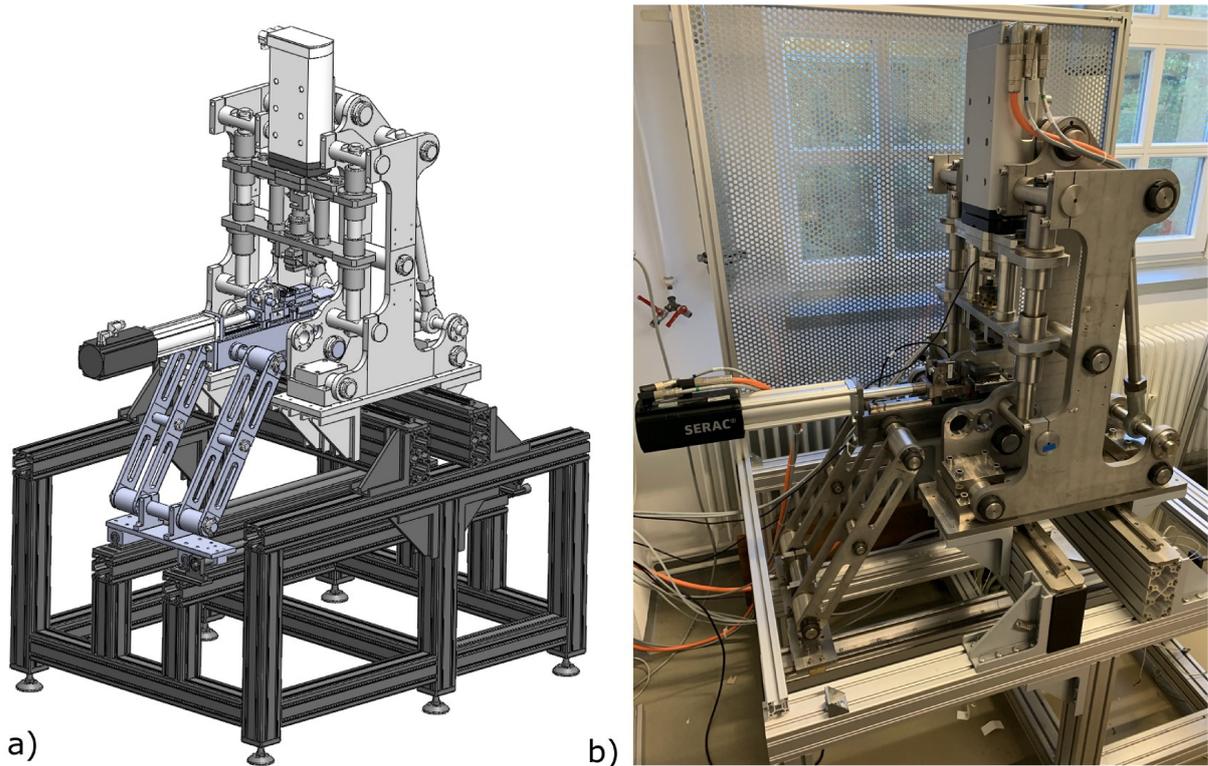


Abbildung 46: Gesamtbaugruppe des flexiblen Versuchsträgers als a) CAD-Modell und b) technische Umsetzung nach LENSKE ET AL. (2017)

### Ausrichtung der Werkzeugplatten

Die Ausrichtung der Werkzeugplatten zueinander erfolgt mit Hilfe der dreigeteilten Gestellstruktur und dem Schubgelenkmechanismus (vgl. Abschnitt 4.1.5). Zur Kontrolle der Parallelität der beiden Werkzeugplatten, während der Inbetriebnahme des flexiblen Versuchsträgers, wurden Druckversuche mit Druckfolie (Fujifilm Prescale LW, Düsseldorf, Deutschland) durchgeführt. Unter einem definierten Normaldruck färbt sich die ansonsten weiße Druckfolie an den Kontaktstellen rot. Abbildung 47a zeigt die Druckfolie nach einem Druckversuch zwischen beiden Werkzeugplatten. Dagegen zeigt Abbildung 47b die Druckfolie nach einem Druckversuch zwischen beiden Werkzeugplatten und einem Halbzeugzuschnitt. Ohne den Halbzeugzuschnitt hat die maschinell hergestellte Oberfläche der Werkzeugplatten einen großen Einfluss auf die Anpressdruckverteilung. Durch die Struktur des Halbzeugzuschnitts verteilt sich der Anpressdruck wesentlich homogener (LENSKE ET AL., 2017).

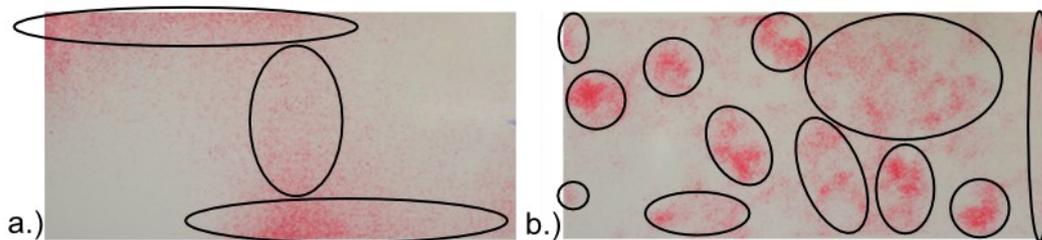


Abbildung 47: Anpressdruckverteilung dargestellt mit einer Druckfolie bei Druckversuchen zur Inbetriebnahme des flexiblen Versuchsträgers a) ohne Halbzeugzuschnitt zwischen den beiden Werkzeugplatten und b) mit einem Halbzeugzuschnitt zwischen den beiden Werkzeugplatten aus LENSKE ET AL. (2017)

## 5 EXPERIMENTELLE ANALYSE DER ERSATZVERSUCHE

### 5.1 REFERENZVERSUCHE – TIEFZIEHEN MIT UNMITTELBARER KOMPRESSION

#### 5.1.1 Auswahl Halbzeug, Formatbereich und Werkzeuggeometrie

Als Halbzeug für die Referenzversuche wird unbeschichtetes, dreilagiges Frischfasermaterial der Firma StoraEnso mit einer Grammatur von  $350 \text{ g/m}^2$  und der Bezeichnung TrayForma Natura genutzt. Das Halbzeug hat sich im Stand der Technik als Referenzmaterial für den Tiefziehversuch mit unmittelbarer Kompression etabliert (HAUPTMANN ET AL., 2015, 2016; HAUPTMANN & MAJSCHAK, 2016; MÜLLER ET AL., 2017A; WALLMEIER, 2018; WALLMEIER ET AL., 2014). Die Deck- und Bodenlage ist identisch, weshalb in den folgenden Untersuchungen die Zweiseitigkeit nicht berücksichtigt wird.

Für die Referenzversuche wird eine Ziehteilgeometrie gewählt die sich im Stand der Technik als Standardmaß etabliert hat (HAUPTMANN ET AL., 2015, 2016; HAUPTMANN & MAJSCHAK, 2016; MÜLLER ET AL., 2017A; WALLMEIER, 2018; WALLMEIER ET AL., 2014). Der Radius des Ziehteilbodens  $r_{ZT}$  wird mit 55 mm angenommen, die Zargenhöhe  $h_{ZT}$  mit 25 mm (vgl. Abbildung 30a). TENZER (1989) empfiehlt zur Dimensionierung des Ziehspalts zwischen Stempel und Ziehbüchseninnenkontur einen Richtwert von 0,5 bis 0,75-facher Materialstärke. Im Datenblatt des Herstellers StoraEnso (siehe Anhang) wird die Materialstärke von Trayforma Natura  $350 \text{ g/m}^2$  mit 0,465 mm angegeben. Durch die Faltenbildung wird über der Zargenhöhe immer mehr überschüssiges Material akkumuliert, weshalb TENZER (1989) außerdem eine konische Verjüngung der Stempelgeometrie entgegen der Stempelbewegung empfiehlt. Durch die Konizität kann eine konstante Verteilung der Kompressionskraft im Ziehspalt erreicht werden. Alle Werkzeuge bestehen aus Edelstahl (X5CrNi18-10 oder 1.4301). Diejenigen Werkzeugoberflächen an der Ziehbüchse und dem Faltenhalter in Kontakt mit dem Halbzeug sind poliert. Alle Referenzversuche wurden auf dem hydraulischen Versuchsträger zum Tiefziehen mit unmittelbarer Kompression durchgeführt, wie er in HAUPTMANN (2010) und LOHSE ET AL. (2010) beschrieben ist (vgl. Abbildung 3b).

Die Abmaße der Umformwerkzeuge (vgl. Abbildung 30b) und des Halbzeugzuschnitts bzw. des Ziehteils (vgl. Abbildung 30a) für die Referenzversuche sind in Tabelle 3 zusammengefasst dargestellt.

Tabelle 3: Geometrische Abmessungen der Umformwerkzeuge und des Ziehteils für die Referenzversuche

Radius der Ziehbüchseninnenkontur $r_{ZB}$	55 mm
Höhe der Ziehbüchse $h_{ZB}$	25 mm
Radius der Einlaufkante $R_{EK}$	2 mm
Radius des Ziehstempels $r_{ZS}$	54,65 mm
Konizitätswinkel des Ziehstempels $\phi_{ZS}$	0,5 °
Höhe des Ziehstempels $h_{ZS}$	45 mm
Innenradius des Faltenhalters $r_{i,FH}$	55 mm
Außenradius des Faltenhalters $r_{a,FH}$	80 mm
Radius des Halbzeugzuschnitts $r_{HZ,TZV}$	80 mm
Zargenhöhe des Ziehteils $h_{ZT}$	25 mm

### 5.1.2 Prozessparameter

HAUPTMANN (2010) benennt die Faltenhalterkraft, die Werkzeugtemperatur und die Materialfeuchte als wesentliche Einflussfaktoren auf den Tiefziehprozess. WALLMEIER (2018) nutzt als Grenzen für die Faltenhalterkraft als untere Grenze 3000 N und als obere Grenze 5000 N, jeweils linear abfallend auf 500 N kurz bevor der Halbzeugzuschnitt den Faltenhalterbereich verlässt. Unterhalb von 500 N kann die Kraftregelung der Hydraulikzylinder für den Faltenhalter nicht mehr reproduzierbar betrieben werden (HAUPTMANN, 2010). Für die Vergleichbarkeit mit den Ersatzversuchen ist es sinnvoll einen Normaldruckbereich zu wählen der innerhalb der Prüfstrategie konsistent angewendet werden kann. Bezogen auf die Abmaße des Halbzeugzuschnitts unterhalb des Faltenhalters (vgl. Tabelle 3) entspricht ein Faltenhalterkraftverlauf von 3200 N linear abfallend auf 500 N einem Normaldruck von ca. 0,3 MPa, ein Faltenhalterkraftverlauf von 5300 N linear abfallend auf 500 N dagegen 0,5 MPa.

SCHERER (1932) benennt die Werkzeugtemperatur als Einflussgröße auf den Reibungswiderstand während der Umformung. BACK (1991) (vgl. Abbildung 13b) zeigt ebenfalls einen Zusammenhang zwischen dem Reibungskoeffizienten und der Oberflächentemperatur. Im Folgenden werden deshalb drei Temperaturstufen untersucht. Die untere Grenze wird durch die Raumtemperatur definiert und wird im Normklima mit 23 °C angenommen. Die obere Grenze orientiert sich an den Arbeiten von SCHERER (1932) und HAUPTMANN (2010) und wird mit 120 °C angegeben. Als Mittelwert wird außerdem eine Temperaturstufe von 60 °C genutzt. Im Gegensatz zu den Angaben in HAUPTMANN (2010) und WALLMEIER (2018) werden alle drei Umformwerkzeuge (Stempel, Faltenhalter und Ziehbüchse) immer gleich beheizt, um einen Temperaturgradienten im Halbzeug zu vermeiden und die Vergleichbarkeit zwischen den Referenz- und Ersatzversuchen zu verbessern.

Die Materialfeuchte wird nicht variiert, da hierfür die notwendige technische Ausrüstung zur definierten Befeuchtung der Halbzeugzuschnitte nicht zur Verfügung steht. Allerdings soll die Materialfeuchte in allen Halbzeugzuschnitten für die jeweiligen Referenz- und Ersatzversuche einheitlich sein. Aus diesem Grund werden alle Halbzeugzuschnitte 24 Stunden vor der Versuchsdurchführung in einem Normalklima (50 % relative Luftfeuchte und 23 °C Umgebungstemperatur) gelagert. Anschließend werden alle Versuche ebenfalls bei Normalklima durchgeführt.

HAUPTMANN (2010) begründet die Gültigkeit seiner empirischen Modellierung zur Validierung der Ersatzversuche (vgl. Abschnitt 2.3) unter anderem mit der verwendeten konstanten Vorschubgeschwindigkeit des Ziehstempels  $v_{zs}$  von 20 mm/s, die innerhalb der Referenzversuche ebenfalls übernommen wird.

Die Parameter für die Referenzversuche sind in Tabelle 4 zusammengefasst dargestellt.

Tabelle 4: Prozessparameter für die Referenzversuche

Max. Stempelvorschub $s_{zs}$	52 mm
Normaldruck $p_{N,FH}$	0,3 MPa; 0,5 MPa
Relativgeschwindigkeit $v_{zs}$	20 mm/s
Werkzeugtemperatur	23 °C; 60 °C; 120 °C
Relative Luftfeuchte	50 %
Umgebungstemperatur	23 °C

WALLMEIER (2018) nutzt in seiner Arbeit außerdem Werkzeuge mit einer Polytetrafluorethylen-Beschichtung (PTFE-Beschichtung), um Einfluss auf den Reibungswiderstand während der Umformung zu nehmen. Zur Bereitstellung einer immer gleichen Oberflächenschicht für jede Versuchsreihe und innerhalb jeden Referenz- und Ersatzversuchs stellen selbstklebende, technische Folien eine billige Alternative zu permanenten Beschichtungen dar, die auf einem Schneidplotter zudem in beliebige Formen vereinzelt werden können. Die Firma High-tech-flon bietet hierfür u.a. die PTFE-Glasgewebe-Folie 0.13 AS AD-T an, die zudem antistatisch wirken. Die Folien sind selbstklebend und können auf beliebige Oberflächen aufgebracht werden. Die Entfernung ist ebenfalls, ohne Rückstände zu hinterlassen, jederzeit möglich. Zudem können Oberflächen, auf denen die Folie appliziert wurde, mit bis zu 120 °C beheizt werden. Vorversuche haben gezeigt, dass die PTFE-Folie nur im Bereich des Faltenhalters und der Stirnfläche der Ziehbüchse mit reproduzierbaren Ergebnissen appliziert werden kann (Abbildung 48a und b). Versuche mit PTFE-Folie im Bereich der Einlaufkante bzw. der Ziehbüchseninnenkontur haben zum sofortigen Abscheren der PTFE-Folie geführt.

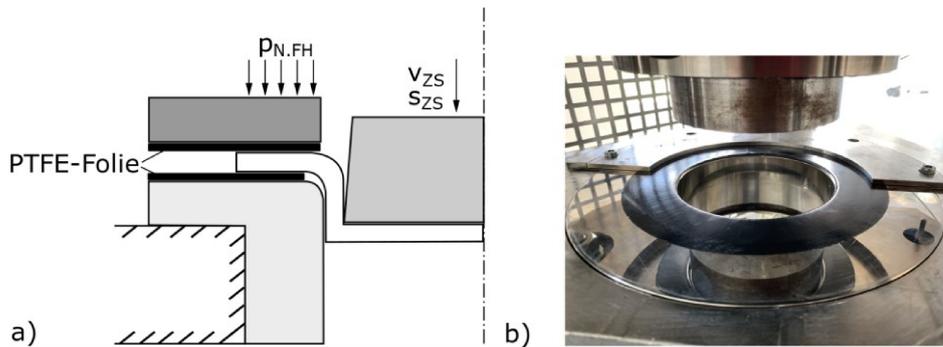


Abbildung 48: a) Schematische Darstellung der Positionierung der PTFE-Folie an Faltenhalter und Stirnfläche der Ziehbüchse; b) Umformwerkzeuge präpariert mit PTFE-Folie im hydraulischen Versuchsträger zum Tiefziehen mit unmittelbarer Kompression nach HAUPTMANN (2010) und LOHSE ET AL. (2010)

### 5.1.3 Versuchsablauf

Die kreisrunden Halbzeugzuschnitte wird mit Hilfe eines Schneidplotters (Firma Zünd) aus rechteckigen Probenbögen (1000 mm zu 700 mm) entsprechend den Abmaßen aus Tabelle 3 vereinzelt und anschließend für 24 Stunden unter Normklima (23 °C und 50 % Luftfeuchte) gelagert. Die Werkzeuge innerhalb des Tiefziehversuchs mit unmittelbarer Kompression werden vor jeder Versuchsreihe mit einem sterilen Baumwolltuch (Dastex Serie 100) und Aceton gereinigt. Außerdem werden die Umformwerkzeuge für jede Versuchsreihe mit PTFE-Folie neu präpariert. Alle Referenzversuche werden unter Normklima (23 °C und 50 % Luftfeuchte) durchgeführt. HUTTEL ET AL. (2014) vermuten eine elektrostatische Aufladung als Ursache für die Ergebnisse seiner Untersuchungen zur Reibung zwischen Fasermaterial und Werkzeugoberflächen. KORNFELD (1976) zeigt einen Zusammenhang zwischen einer ansteigenden elektrostatischen Aufladung und der Anzahl von Reibversuchen mit immer frischen Papierproben im Gegensatz zum gleichbleibenden Kontaktpartner. Um einen möglichen Einfluss der elektrostatischen Aufladung innerhalb der Referenzversuche zu identifizieren, wird die Anzahl der Versuche für eine Versuchsreihe von 5 (HAUPTMANN ET AL., 2016; WALLMEIER, 2018) auf 50 erhöht.

### 5.1.4 Stempelkraftverläufe

Abbildung 49a zeigt den Verlauf der Stempelkraft als Mittelwert aus den letzten drei Versuchen zweier Versuchsreihen mit polierter Edelstahloberfläche bzw. mit PTFE-Folie präparierten Werkzeugoberflächen; jeweils mit einem Faltenhalterdruck  $p_{N.FH}$  ( $s_{ZS}$ ) von 0,3 MPa und unbeheizten Werkzeugen bei 23 °C. Gegen die Edelstahloberfläche steigt die Stempelkraft bis zu einem globalen Maximum bei ca. 25 mm Stempelweg kontinuierlich an. Anschließend wird das Halbzeug vollständig in die Ziehbüchse eingezogen und verlässt den Bereich unterhalb des Faltenhalters, wodurch die Stempelkraft absinkt bis das Halbzeug die Ziehbüchse nach ca. 50 mm Stempelweg verlassen hat. Im Gegensatz dazu steigt die Stempelkraft gegen Werkzeuge mit PTFE-Folie nur auf die Hälfte des globalen Maximalwerts der Edelstahlwerkzeuge an. Zum Vergleich der Stempelkraftverläufe innerhalb einer

Versuchsreihe wird das Integral unterhalb jeder Stempelkraftkurve gebildet und als Stempelenergie über der Anzahl von Umformversuchen aufgetragen (Abbildung 49b). Während die Stempelenergie für die Werkzeuge mit PTFE-Folie über die gesamte Versuchsreihe nahezu konstant bleibt, steigt die Stempelenergie gegen die Edelstahloberflächen stetig an, bis nach 30 Versuchen alle weiteren Ziehteile reißen. Erst durch das Reinigen der Edelstahloberflächen mit Aceton und einem Baumwolltuch können wieder intakte Ziehteile hergestellt werden. Außerdem sinkt die Stempelkraft unmittelbar nach der Reinigung wieder auf ein Niveau wie zu Beginn der Versuchsreihe. Dieser ansteigende Trend des Stempelkraftverlaufs mit zunehmender Anzahl von Umformversuchen bei ansonsten gleichen Versuchsparametern deutet auf eine sich aufbauende triboelektrischen Aufladung aufgrund des Reibkontakts zwischen den Werkzeugoberflächen und dem Halbzeugzuschnitt hin, ähnlich den Berichten im Stand der Technik (HUTTEL ET AL., 2014; KORNFELD, 1976; NAKAYAMA, 1996). Ein weiteres Indiz ist das Absinken des Stempelkraftverlaufs nach dem sogenannten Reinigungsprozess, wenn BURKETT ET AL. (1995) zeigen, dass eine zuvor induzierte triboelektrische Ladung durch den Kontakt mit Isopropylalkohol reduziert oder vollständig eliminiert werden kann. Eine abschließende Bewertung, welche Prozesskraft für das Verhalten des Stempelkraftverlaufs über der Anzahl an Versuchen verantwortlich ist, muss durch die folgenden Ersatzversuche überprüft werden.

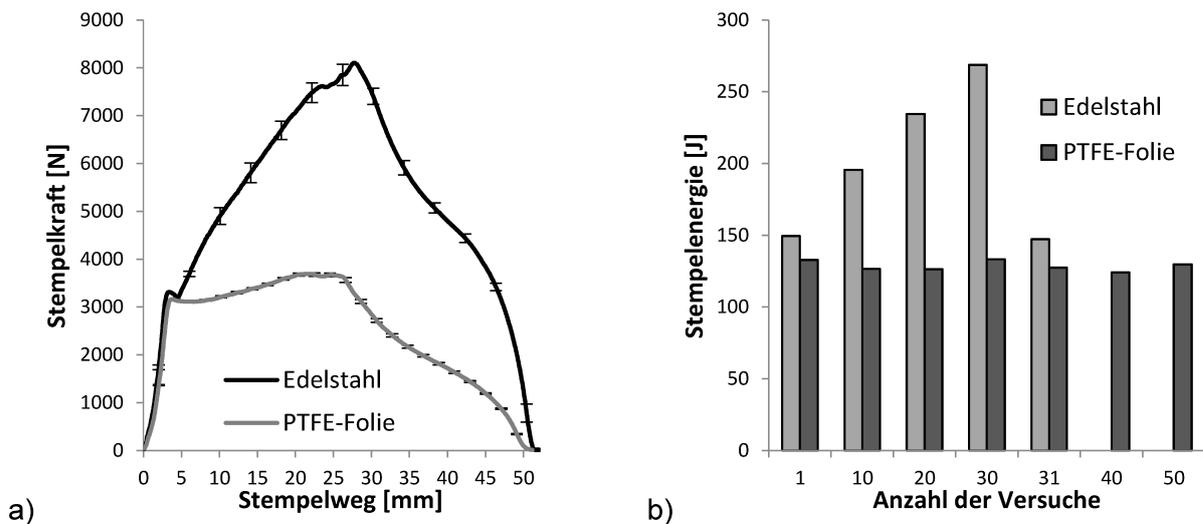


Abbildung 49: Einfluss der unbeheizten Werkzeugoberfläche bei 23 °C und 0,3 MPa Faltenhalterdruck über 50 Umformversuche auf a) den Verlauf der Stempelkraft als Mittelwert der letzten 3 Versuche jeder Versuchsreihe und b) der dabei aufgebrauchten Stempelenergie

Abbildung 50 zeigt ein ähnliches Verhalten für beide Werkzeugoberflächen bei 23 °C und einem Faltenhalterdruck von 0,5 MPa. Wiederrum induziert die PTFE-Folie einen deutlich geringeren Stempelkraftverlauf als die Edelstahloberflächen der Umformwerkzeuge. Außerdem bleibt die Stempelenergie für mit PTFE-Folie präparierte Werkzeuge über die gesamten 50 Versuche einer Versuchsreihe konstant, während die Stempelenergie für die Edelstahloberflächen stetig ansteigt. Nach 34 Umformversuchen reißen wiederrum alle weiteren Ziehteile. Erst durch die erneute Reining mit Aceton, wird wieder ein

Stempelkraftniveau erreicht, wie am Anfang der Versuchsreihe, wodurch wieder intakte Ziehteile produziert werden können. Im Vergleich zu Abbildung 49a wird durch den höheren Faltenhalterdruck eine geringere Stempelkraft nach ca. 25 mm Stempelweg induziert. HAUPTMANN (2010) zeigt in seiner Arbeit u.a. den Einfluss der Faltenhalterkraft auf die Anzahl der charakteristischen Falten über den Zargenumfang. Mit zunehmender Faltenhalterkraft sinkt die resultierende Stempelkraftkurve bei konstanter Werkzeugtemperatur signifikant und die Faltenanzahl steigt. Demnach akkumuliert sich der charakteristische Materialüberschuss während der Umformung bei geringen Faltenhalterkräften in weniger Falten, wodurch die Zargenstärke in diesen Bereichen lokal zunimmt. Aufgrund des konstanten Ziehspalts muss eine höhere Zargenstärke auch in einer lokal, größeren Kompressionskraft resultieren. Diese Vermutung wird durch die sinkende Stempelkraft bei höheren Faltenhalterkräften unterstützt.

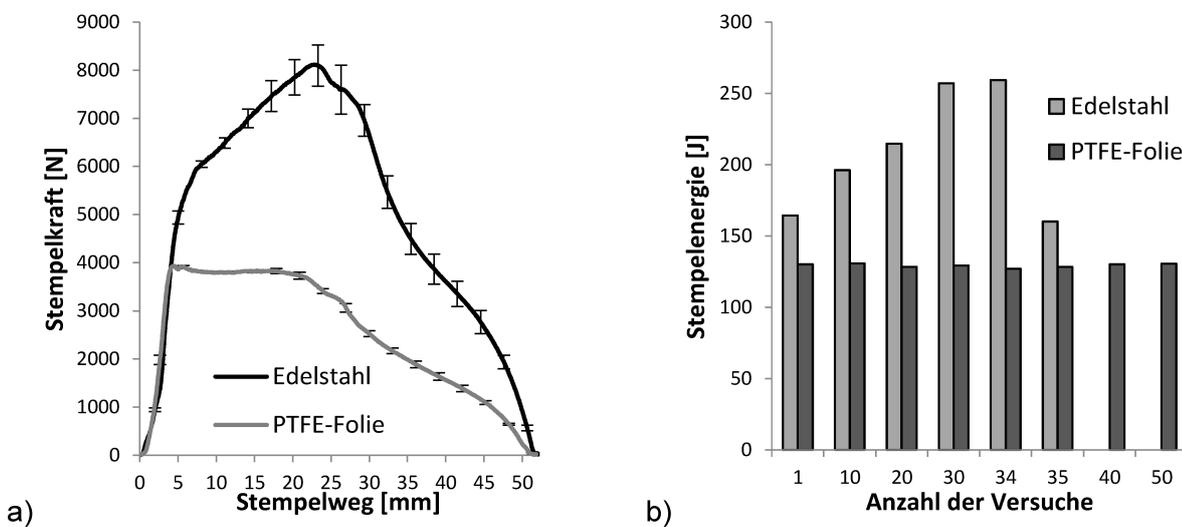


Abbildung 50: Einfluss der unbeheizten Werkzeugoberfläche bei 23 °C und 0,5 MPa Faltenhalterdruck über 50 Umformversuche auf a) den Verlauf der Stempelkraft als Mittelwert der letzten 3 Versuche jeder Versuchsreihe und b) der dabei aufgebrauchten Stempelenergie

Abbildung 51a zeigt den Einfluss der Werkzeugtemperatur auf den Mittelwert des Stempelkraftverlaufs der letzten drei Versuche einer Versuchsreihe mit jeweils gleichem Faltenhalterdruck bei 0,3 MPa und polierten Edelstahloberflächen. Mit zunehmender Werkzeugtemperatur sinkt der Stempelkraftverlauf signifikant ab, ähnlich wie in HAUPTMANN (2010), VISHTAL ET AL. (2013) und TANNINEN ET AL. (2017) beschrieben. BACK (1991), VISHTAL ET AL. (2013) und HUTTEL & POST (2015) beschreiben einen ähnlichen Effekt mit verschiedenen handelsüblichen Frischfaserhalbzeugen gegen eine erhitzte Stahlfolie oder Metallplatte. BACK & SALMÉN (1989) sowie HUTTEL & POST (2015) gehen davon aus, dass Wasser innerhalb des Halbzeugs verdampft und als eine Art Schmiermittel wirkt.

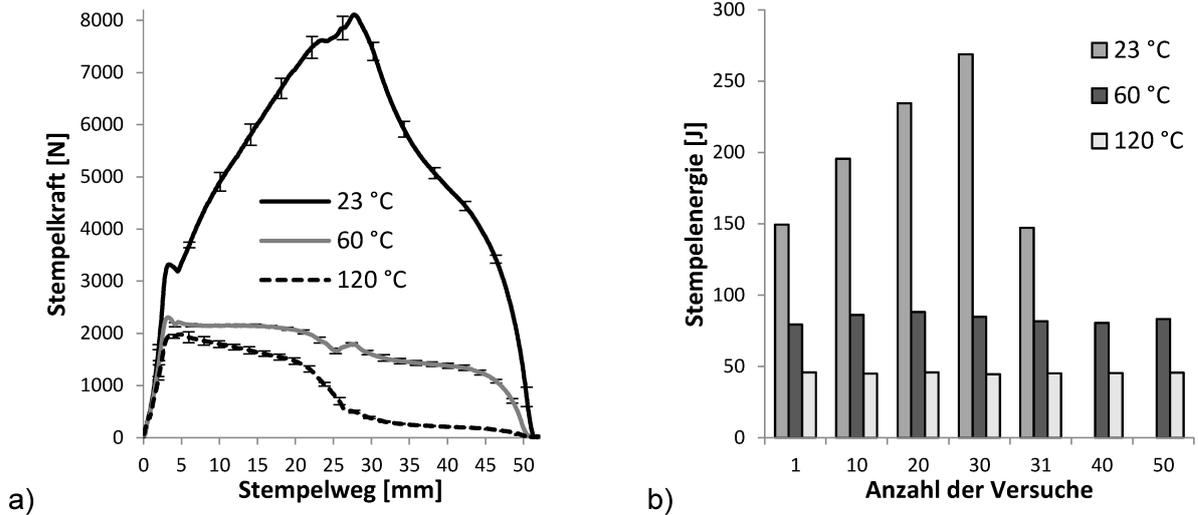


Abbildung 51: Einfluss der Werkzeugtemperatur für polierten Edelstahl bei 0,3 MPa Faltenhalterdruck über 50 Umformversuche auf a) den Verlauf der Stempelkraft als Mittelwert der letzten 3 Versuche jeder Versuchsreihe nach LENSKE ET AL. (2017) und b) der dabei aufgebrauchten Stempelenergie

Abbildung 52 zeigt ein ähnliches Verhalten für beheizte Edelstahloberflächen und einem Faltenhalterdruck von 0,5 MPa.

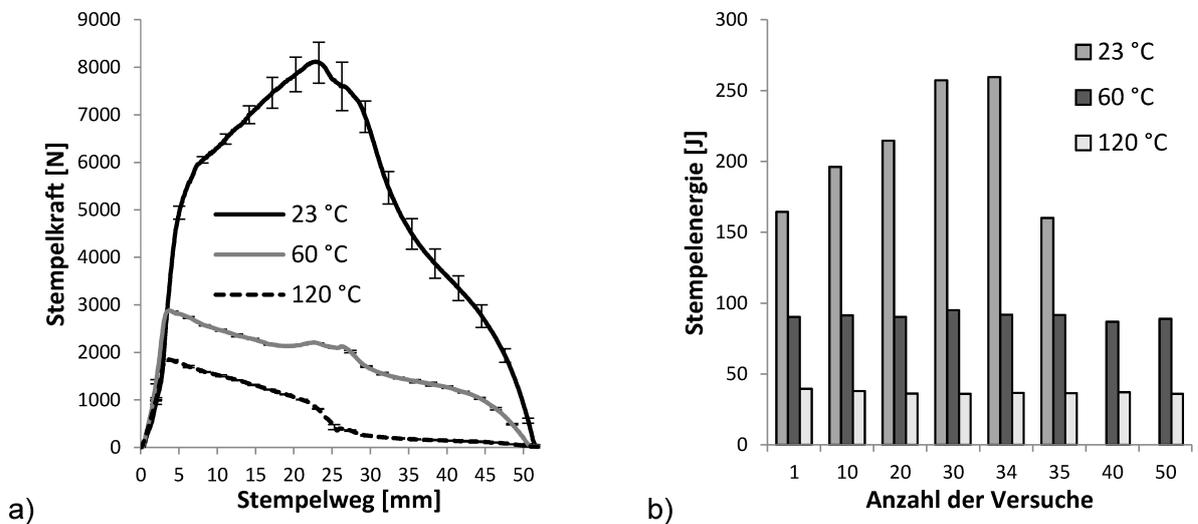


Abbildung 52: Einfluss der Werkzeugtemperatur für polierten Edelstahl bei 0,5 MPa Faltenhalterdruck über 50 Umformversuche auf a) den Verlauf der Stempelkraft als Mittelwert der letzten 3 Versuche jeder Versuchsreihe und b) der dabei aufgebrauchten Stempelenergie

Abbildung 53a zeigt den Einfluss der Werkzeugtemperatur auf den Mittelwert des Stempelkraftverlaufs der letzten drei Versuche einer Versuchsreihe mit jeweils gleichem Faltenhalterdruck bei 0,3 MPa gegen mit PTFE-Folie präparierte Werkzeugoberflächen. Der Stempelkraftverlauf bleibt für alle drei Temperaturniveaus über die gesamte Versuchsreihe über konstant (vgl. Abbildung 49b), weshalb auf eine Darstellung der Stempelenergie

verzichtet wird. Der Einfluss der Werkzeugtemperatur auf den Stempelkraftverlauf ist wesentlich geringer als gegen polierte Edelstahlwerkzeuge (vgl. Abbildung 51a), da der Stempelkraftverlauf für unbeheizte Werkzeuge bei 23 °C nicht ansteigt wie gegen polierten Edelstahl. Allerdings ist der Stempelkraftverlauf gegen PTFE-Folie für die jeweiligen Temperaturniveaus quantitativ größer als gegen polierte Edelstahloberflächen (vgl. Abbildung 51a). Da die Prozessparameter konstant sind, muss die Differenz auf unterschiedliche Reibungskoeffizienten zurückzuführen sein. Eine Überprüfung dieser Theorie muss durch Bewertung der Ersatzversuche erfolgen. Abbildung 53b zeigt den Einfluss der Werkzeugtemperatur auf den Mittelwert des Stempelkraftverlaufs der letzten drei Versuche einer Versuchsreihe mit jeweils gleichem Faltenhalterdruck bei 0,5 MPa gegen mit PTFE-Folie präparierte Werkzeugoberflächen. Die Versuchsreihe mit 120 °C konnte nicht erfolgreich durchgeführt werden, da sich die PTFE-Folie nach dem ersten Versuch abgelöst hat. Vermutlich sinkt die Haftkraft des Klebers an der Unterseite der PTFE-Folie durch die hohe Wärmezufuhr und wird durch den höheren Reibungswiderstand aufgrund des größeren Faltenhalterdrucks abgeschert. Die Stempelkraftkurve mit 60 °C bei 0,5 MPa Faltenhalterdruck zeigt ein ähnliches Verhalten wie bei 0,3 MPa Faltenhalterdruck, weshalb vermutlich auch für 120 °C ein vergleichbares Verhalten erwartet werden kann. Die Bewertung dieser Theorie setzt allerdings eine permanente Beschichtung der Werkzeugoberfläche voraus und muss in nachfolgend Forschungsarbeiten aufgeklärt werden.

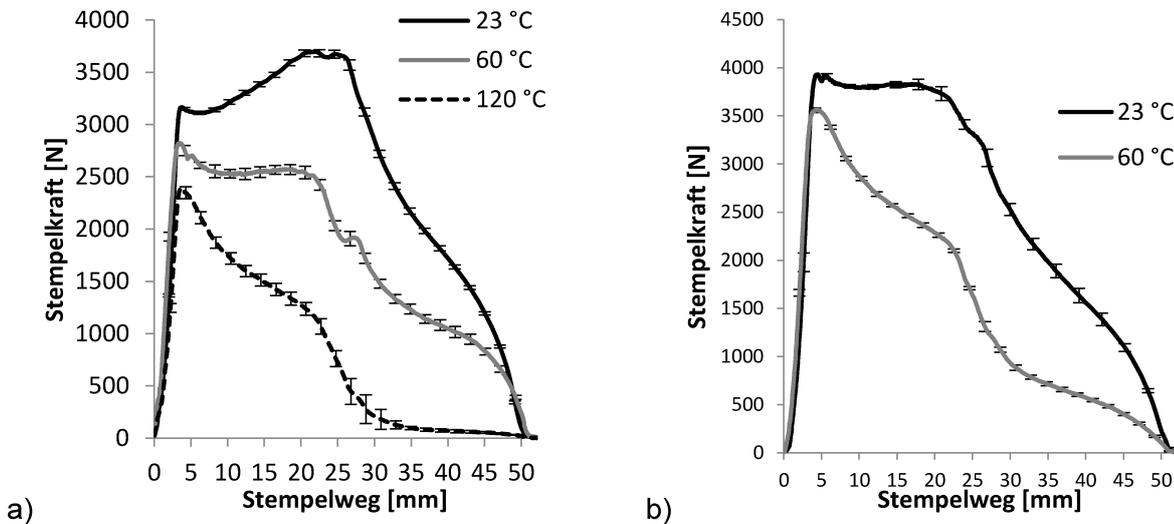


Abbildung 53: Einfluss der Werkzeugtemperatur für Werkzeuge mit PTFE-Folie auf den Verlauf der Stempelkraft als Mittelwert der letzten 3 Versuche einer Versuchsreihe mit jeweils 50 Umformversuchen bei a) 0,3 MPa Faltenhalterdruck und b) 0,5 MPa Faltenhalterdruck

### 5.1.5 Kompression im Ziehspalt

Zur Rekonstruktion des Reibungswiderstands im Ziehspalt  $F_{R,ZSp}$  ( $s_{Zs}$ ) innerhalb des Doppelstreifenzugversuchs (vgl. Abschnitt 4.1.1) muss die Kompressionskraft im Ziehspalt  $F_{K,ZSp}$  ( $s_{Zs}$ ) (vgl. Abbildung 5) innerhalb des Referenzversuchs quantifiziert werden. Hierzu wurde der konventionelle Stempel (vgl. Abbildung 30b) in den nachfolgenden

Umformversuchen durch einen Messstempel (Abbildung 54) ersetzt (LENSKE ET AL., 2018). Innerhalb eines Gestellkörpers mit den geometrischen Abmaßen wie sie für den konventionellen Ziehstempel (vgl. Tabelle 3) beschrieben sind, wird ein s-förmigen Kraftsensor (KD9363s; ME Messsysteme, Hennigsdorf, Deutschland) mit einem Messbereich von 10 kN und einer Genauigkeitsklasse von 0.1 % mittels magnetischer Halterung implementiert. Ein Segment des Gestellkörpers ist dabei ausgespart und wird durch eine kongruente Druckplatte bündig verschlossen. Das ausgesparte Segment entspricht einem Winkel  $\beta_{MS}$  von  $30^\circ$ . Oberhalb der Druckplatte ist zusätzlich eine Stützplatte implementiert. Durch die Kompressionskraft im Ziehspalt würden ansonsten die Wände des Gestellkörpers zusammengedrückt, wodurch sich das Druckstück nicht mehr frei in Richtung der Krafteinwirkung durch das Halbzeug im Ziehspalt bewegen könnte. Als Folge wäre das Messsignal des Kraftsensors innerhalb des Messstempels nicht mehr vertrauenswürdig. Ähnlich wie in HAUPTMANN (2010), kann der Messstempel optional durch vier Heizpatronen bis zu  $200^\circ\text{C}$  beheizt werden. Die Montage innerhalb des hydraulischen Tiefziehversuchsstandes nach HAUPTMANN (2010) erfolgt durch eine Adapterplatte.

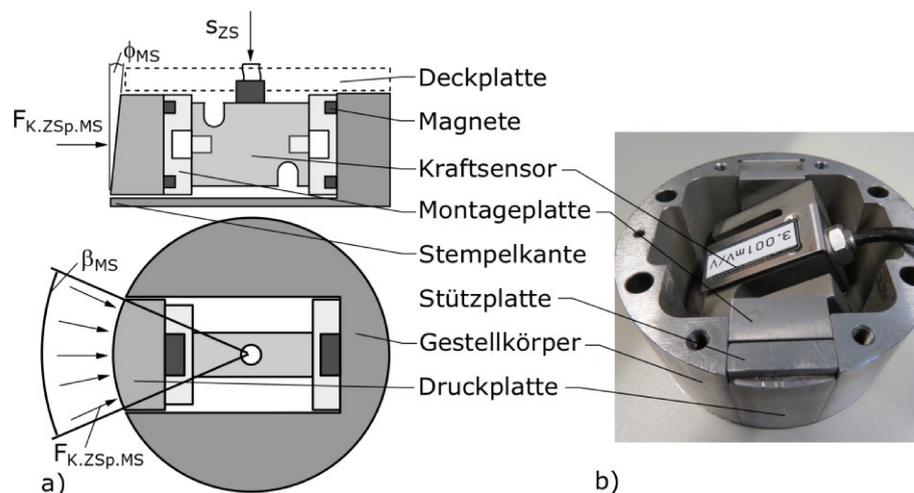


Abbildung 54: a) Schematische Darstellung und b) technische Umsetzung des Messstempels nach LENSKE ET AL. (2018)

Abbildung 55a zeigt den Einfluss der Anisotropie in MD und CD auf den Verlauf der Kompressionskraft im Ziehspalt  $F_{K,ZSp,MS}$  ( $S_{ZS}$ ) als Mittelwert aus jeweils 10 Versuchen gegen unbeheizte Edelstahlwerkzeuge bei  $23^\circ\text{C}$  und einem Faltenhalterdruck  $p_{N, FH}$  ( $S_{ZS}$ ) von  $0,3\text{ MPa}$ . Der Plotter zum Vereinzeln der Halbzeugzuschnitte kann neben dem Schnittmesser zusätzlich mit einem Stift ausgerüstet werden, wodurch Markierungen auf den Zuschnitten aufgebracht werden können. Für die Tiefziehversuche mit Messstempel wurden die Halbzeugzuschnitte mit Markierungen präpariert, um die Ausrichtung der Halbzeugzuschnitte in Relation zur Aussparung des Messstempels entlang der Hauptfaserausrichtung (MD) bzw. orthogonal (CD) dazu innerhalb des hydraulischen Tiefziehversuchsstandes zu erleichtern. Die Kompressionskraft im Ziehspalt steigt erst nach ca. 5 Millimeter Stempelweg kontinuierlich an. Die Aussparung des Gestellkörpers für den Kraftsensor lässt einen kleinen Bereich von drei Millimeter aus, um eine Stempelkante über den gesamten Umfang des Gestellkörpers zu realisieren (Abbildung 54a). Zusätzlich ist die Ziehbüchse mit einer Einlaufkante ausgerüstet

(Abbildung 30b), wodurch der Ziehspalt in Kombination mit der Stempelgeometrie in diesem Bereich deutlich größer ist als die Materialstärke des Halbzeugs (siehe Anhang). Demnach entsteht erst nach ca. 5 Millimetern eine Kompressionskraft im Ziehspalt, die gleichzeitig in Kontakt mit dem Druckstück des Messstempels steht. Nach ca. 25 Millimetern Stempelweg wird ein globales Maximum der Kompressionskraft im Ziehspalt  $F_{K,ZSp,MS}$  ( $s_{ZS}$ ) erreicht. SCHERER (1932) zeigt mit Hilfe eines Faltenhalters aus Glas, dass die Faltenanzahl von der Zargenhöhe abhängt. Zu einem ähnlichen Ergebnis kommt MÜLLER ET AL. (2017A). Mit zunehmender Zargenhöhe akkumuliert sich der Materialüberschuss in den charakteristischen Falten, wodurch die Zargendicke zunimmt. Aufgrund der InkompRESSIBILITÄT der Ziehbüchse und des Messstempels entsteht daraus eine zunehmende Kompressionskraft im Halbzeug. Nach dem globalen Maximum sinkt die Kompressionskraft wieder ab. Wenn ein Naturfaserstoff mit einem konstanten Gewicht belastet wird, nimmt die Spannung über der Zeit ab (NISKANEN, 1998), was durch eine Relaxation des Materials erklärt werden kann. Unmittelbar, bevor das Halbzeug die Ziehbüchse nach 50 mm Stempelweg wieder verlässt, steigt die Kompressionskraft nochmals auf ein lokales Maximum an. Eine zusätzliche Materialakkumulation kann ausgeschlossen werden, da der Halbzeugzuschnitt vollständig in die Ziehbüchse eingezogen wurde, weshalb hierfür wahrscheinlich die Werkzeugoberfläche der Ziehbüchse verantwortlich ist. Nach der spanenden Herstellung der Ziehbüchse wurden alle Oberflächen die während des Umformprozesses in Kontakt mit dem Halbzeug stehen zusätzlich mit einer Polierpaste von Hand poliert. Während des Polierprozesses werden geringe Mengen der Oberflächenstruktur abgetragen, die aufgrund der manuellen Bearbeitung nicht homogen verteilt sind. Hierdurch kann der Abstand zwischen den Oberflächen der Ziehbüchse und des Messstempels schwanken.

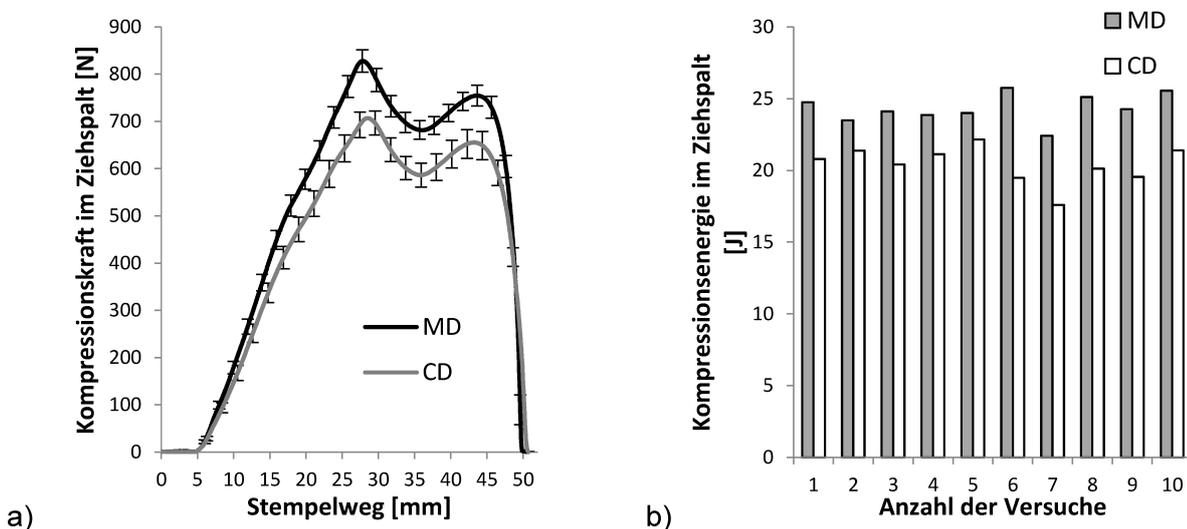
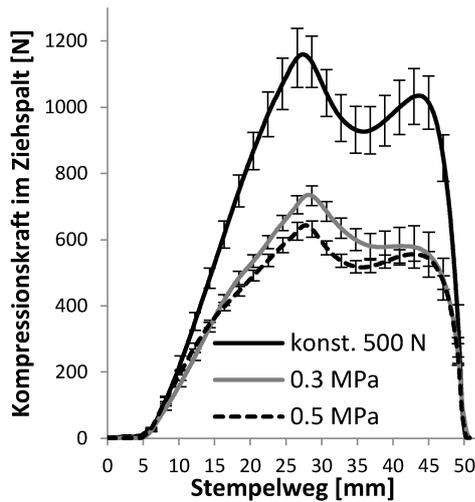


Abbildung 55: Einfluss der Anisotropie auf den a) Verlauf der Kompressionskraft im Ziehspalt  $F_{K,ZSp,MS}$  ( $s_{ZS}$ ) nach LENSKE ET AL. (2018) und b) auf die Kompressionsenergie im Ziehspalt; jeweils mit unbeheizten Edelstahloberflächen bei 23 °C und 0,3 MPa Faltenhalterdruck;

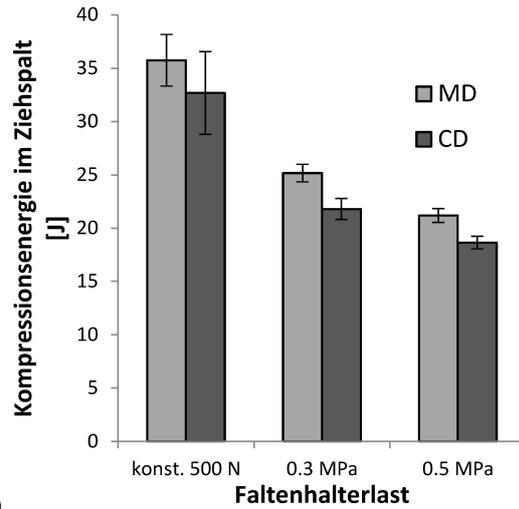
Die Kompressionskraft im Ziehspalt ist außerdem in MD signifikant größer als in CD. Die Stauchung in Blattebene wirkt orthogonal zur Richtung der Stempelbewegung

(vgl. Abbildung 5b), d.h. in MD wirkt die Stauchungskraft orthogonal zur Hauptfaserausrichtung. HAUPTMANN (2010) zeigt mit Hilfe des SCT (vgl. Abbildung 17b) einen signifikant höheren Stauchungswiderstand in MD im Verhältnis zu CD. Durch den Herstellungsprozess des Halbzeuges (vgl. Abschnitt 2.1.4) werden wesentlich mehr Fasern in Maschinenrichtung ausgerichtet als orthogonal dazu, weshalb vermutlich die Anzahl an Fasern entlang der Krafteinleitung ursächlich für den Stauchungswiderstand sind. Demnach akkumuliert sich in Hauptfaserrichtung mehr Material in den charakteristischen Falten während der Umformung, da der Stauchungswiderstand im Vergleich zur CD-Richtung geringer ist. Eine größere Materialakkumulation bei einem konstanten Ziehspalt muss dementsprechend in einer höheren Kompressionskraft im Ziehspalt resultieren. Um den Verlauf der Kompressionskraft im Ziehspalt über der Anzahl an Versuchen innerhalb einer Versuchsreihe abzubilden, wird ähnlich wie für den Stempelkraftverlauf die Kompressionsenergie im Ziehspalt aus dem Integral der Kraftkurve über dem Stempelweg ermittelt. Abbildung 55b zeigt die Entwicklung der Kompressionsenergie über jeweils 10 Versuche in MD und CD gegen unbeheizte Edelstahloberflächen bei 23 °C und 0,3 MPa Faltenhalterdruck. Das Niveau der Kompressionsenergie bleibt für beide Versuchsreihen konstant. Da die Kompression im Ziehspalt vor allem aus dem Materialverhalten bezüglich der Stauchung in Blattebene resultiert, muss der Anstieg der Stempelkraftkurve über der Anzahl an Umformversuche gegen unbeheizte Edelstahloberflächen bei 23 °C (vgl. Abbildung 49a) tatsächlich vor allem auf den induzierten Reibungswiderstand zurückzuführen sein.

Abbildung 56a zeigt den Einfluss der Normallast durch den Faltenhalter auf den Verlauf der Kompressionskraft im Ziehspalt als Mittelwert aus jeweils 10 Versuchen in MD und CD gegen unbeheizte Edelstahlwerkzeuge bei 23 °C. Neben dem Faltenhalterdruck aus Tabelle 4 wird zusätzliche eine konstante Faltenhalterkraft von 500 N betrachtet. Wenn die Kompressionskraft im Ziehspalt aus dem Materialverhalten bezüglich der Stauchung in Blattebene resultiert, muss die größte Kompressionskraft für die betrachtete Werkzeuggeometrie und das Halbzeug durch die geringste Faltenhalterlast induziert werden. Aufgrund der Kraftregelung durch die beiden Hydraulikzylinder am Faltenhalter beträgt die geringste zulässige Faltenhalterkraft innerhalb der verwendeten hydraulischen Tiefziehpresse nach HAUPTMANN (2010) 500 N. Mit zunehmender Normallast durch den Faltenhalter nimmt die Kompressionskraft im Ziehspalt ab. Dabei ist die Differenz zwischen der konstanten Faltenhalterkraft von 500 N und dem konstanten Faltenhalterdruck von 0,3 MPa signifikant größer als zwischen den beiden Druckbereichen aus Tabelle 4. Durch die zunehmende Normallast wird das überschüssige Material während der Umformung in mehr Falten verteilt, die zudem homogener verteilt sind (HAUPTMANN, 2010; MÜLLER ET AL., 2017A; WALLMEIER ET AL., 2014). Eine homogene Verteilung des überschüssigen Materials reduziert wiederum den Materialquerschnitt der Zargenwand, wodurch die Kompression im Ziehspalt abnehmen muss.



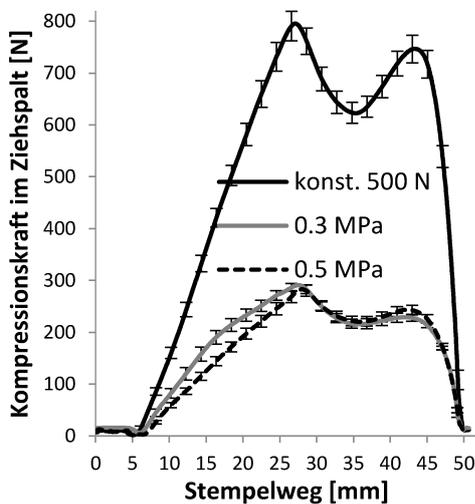
a)



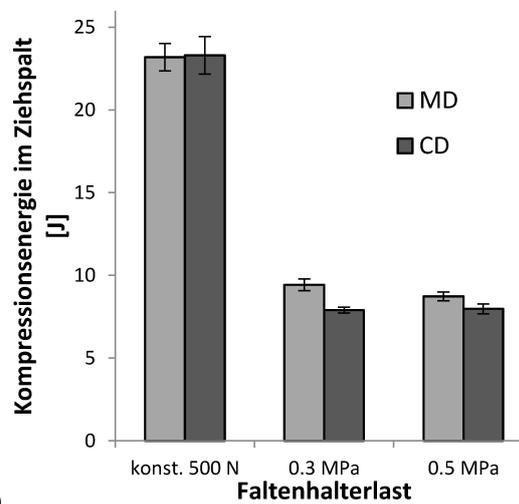
b)

Abbildung 56: a) Einfluss der Faltenhalterlast auf den Verlauf der Kompression im Ziehspalt  $F_{K,Zsp,MS}$  ( $s_{ZS}$ ) als Mittelwert aus jeweils 10 Versuchen in MD und CD gegen unbeheizte Edelstahlwerkzeuge bei 23 °C; b) Einfluss der Faltenhalterlast und Anisotropie auf die Kompressionsenergie im Ziehspalt als Mittelwert aus jeweils 10 Versuchen gegen unbeheizte Edelstahlwerkzeuge bei 23 °C

Abbildung 57a zeigt den Einfluss der Normallast durch den Faltenhalter auf den Verlauf der Kompressionskraft im Ziehspalt als Mittelwert aus jeweils 10 Versuchen in MD und CD gegen beheizte Edelstahlwerkzeuge bei 60 °C.



a)



b)

Abbildung 57: a) Einfluss der Faltenhalterlast auf den Verlauf der Kompression im Ziehspalt  $F_{K,Zsp,MS}$  ( $s_{ZS}$ ) als Mittelwert aus jeweils 10 Versuchen in MD und CD gegen beheizte Edelstahlwerkzeuge bei 60 °C; Einfluss der Faltenhalterlast und Anisotropie auf die Kompressionsenergie im Ziehspalt als Mittelwert aus jeweils 10 Versuchen gegen unbeheizte Edelstahlwerkzeuge bei 60 °C

Ähnlich wie in Abbildung 56a sinkt die Kompressionskraft im Ziehspalt mit zunehmender Normallast durch den Faltenhalter. Im Vergleich zu unbeheizten Werkzeugen bei 23 °C ist das Niveau der Kompressionskraft für alle betrachteten Parametereinstellungen aber signifikant geringer. HAUPTMANN (2010) weist den Einfluss der Wärmeenergie auf das Faltenbild nach und ermittelt eine größere Faltenanzahl mit zunehmender Werkzeugtemperatur. MÜLLER ET AL. (2017A) und WALLMEIER (2018) bestätigen diesen Zusammenhang in ihren Arbeiten. Durch die Zufuhr von Wärmeenergie kommt es zu einer Erweichung des Naturfasermaterials (LINVILL & ÖSTLUND, 2014), wodurch vermutlich auch der Widerstand gegen die Stauchung in Blattebene verringert wird.

Der Temperaturbereich von 120 °C aus Tabelle 4 wird mit dem Messstempel nicht untersucht, da der integrierte Kraftsensor nur bis 70°C sicher betrieben werden kann.

## 5.2 BIEGUNG

### 5.2.1 2-Punkt-Biegeversuche

Der 2-Punkt-Biegeversuch wird, wie in Kapitel 4.1.2 beschrieben durchgeführt (vgl. Abbildung 26). Der Vorschub  $s_{2PBV}$  des Normallastmoduls beträgt 8 Millimeter von der Ebene unmittelbar über dem Halbzeugzuschnitt in Richtung Profilschiene, wodurch der Halbzeugzuschnitt um die Kante von Werkzeugplatte 2 gebogen wird. Der Abstand  $a_{2PBV}$  zwischen Werkzeugplatte 1 und Werkzeugplatte 2 beträgt 2 Millimeter, wodurch es zu keiner Kollision zwischen den bewegten Teilen kommen kann (Abbildung 58). Die Relativgeschwindigkeit  $v_{2PBV}$  des Normallastmoduls orientiert sich an den Referenzversuchen in Abschnitt 5.1.

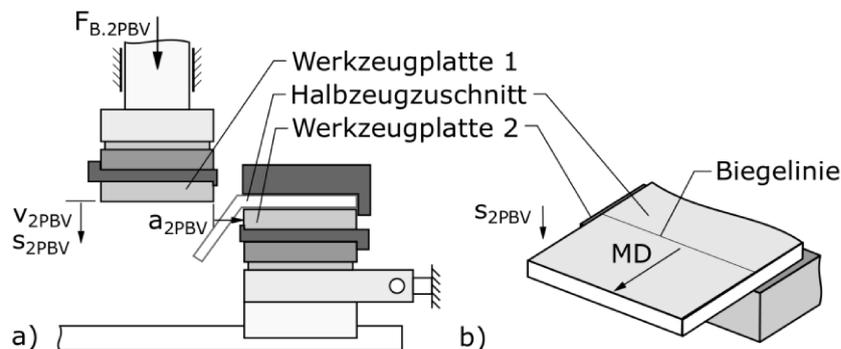


Abbildung 58: Schematische Darstellung des a) 2-Punkt-Biegeversuchs nach LENSKE ET AL. (2022) und b) der Faserorientierung des Halbzeugzuschnitts in MD bezgl. der Biegelinie während des 2-Punkt-Biegeversuchs

Die Biegekraft  $F_{B,2PBV}$  ( $s_{2PBV}$ ) wird als Biegewiderstand  $W_{B,2PBV}$  ( $s_{2PBV}$ ) standardisiert auf einen Millimeter ausgewertet (Gl. 8) (LENSKE ET AL., 2022).

$$W_{B.2PBV}(s_{2PBV}) = \frac{F_{B.2PBV}(s_{2PBV})}{b_{HZ.2PBV}} \quad \text{Gl. 8}$$

Entsprechend der gewählten Zargenhöhe aus den Referenzversuchen (vgl. Tabelle 3) ergibt sich die Biegelänge  $l_{HZ.B.2PBV}$ , also die Länge, die der Halbzeugzuschnitt über der Biegekante herausragt (vgl. Abbildung 32a). Die Gesamtlänge  $l_{HZ.2PBV}$  des Halbzeugzuschnitts ergibt sich aus der Biegelänge  $l_{HZ.B.2PBV}$  und der Länge von Werkzeugplatte 2  $l_{WKZ}$  (vgl. Tabelle 1). Beide Werkzeugplatten bestehen aus Edelstahl und sind an der Kontaktfläche zum Halbzeugzuschnitt poliert. Entsprechend den Referenzversuchen in Abschnitt 5.1. werden die 2-Punkt-Biegeversuche für drei Temperaturniveaus durchgeführt. Außerdem wird jeweils die Biegekraft in MD und CD erfasst. Abbildung 58b zeigt die Faserorientierung des Halbzeugzuschnitts in Relation zur Biegelinie um Werkzeugplatte 2 in MD. Für jede Versuchsreihe werden 10 aufeinander folgende Einzelversuche mit jeweils gleichen Parametereinstellungen durchgeführt. Tabelle 5 fasst die Geometrie und die Parameter des 2-Punkt-Biegeversuchs zusammen.

Tabelle 5: Geometrie und Parameter für den 2-Punkt-Biegeversuch

Abstand $a_{2PBV}$	2 mm
Max. Vorschub $s_{2PBV}$	8 mm
Biegelänge $l_{HZ.B.2PBV}$	25 mm
Gesamtlänge $l_{HZ.2PBV}$	95 mm
Relativgeschwindigkeit $v_{2PBV}$	20 mm/s
Werkzeugtemperatur	23 °C; 60 °C; 120 °C
Rel. Luftfeuchte	50 %
Umgebungstemperatur	23 °C

Abbildung 59a zeigt den Verlauf des Biegegewiderstands  $W_{B.2PBV}(s_{2PBV})$  in MD (vgl. Abbildung 58b) und orthogonal dazu, in CD. Nach ca. 5 Millimeter des Vorschubs  $s_{2PBV}$  wird der maximale Biegegewiderstand erreicht und markiert den Biegebruch. Aufgrund der strukturellen Schädigung kann das Probenmaterial anschließend der äußeren Belastung nur noch wenig Widerstand entgegensetzen und der resultierende Biegegewiderstand nimmt signifikant ab. Den Einfluss der Werkzeugtemperatur auf den globalen Maximalwert des Biegegewiderstands  $W_{B.2PBV}(s_{2PBV})$  jeweils in MD und in CD zeigt Abbildung 59b. Mit zunehmender Werkzeugtemperatur sinkt der maximale Biegegewiderstand unabhängig von der Anisotropie. Durch die Zufuhr von Wärmeenergie kommt es zu einer Erweichung des Naturfasermaterials (LINVILL & ÖSTLUND, 2014), wodurch der Biegegewiderstand verringert wird.

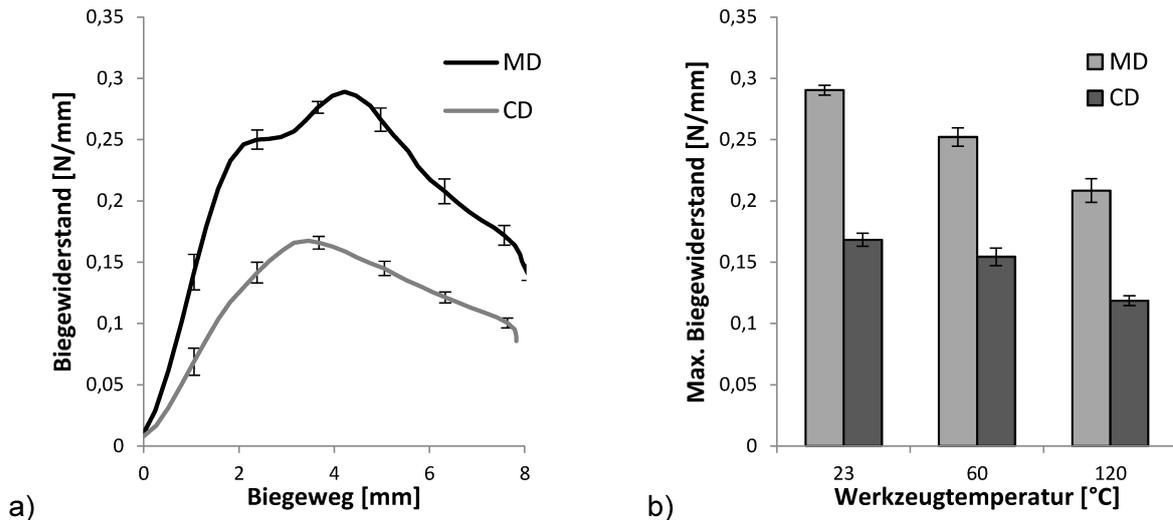


Abbildung 59: a) Verlauf des Biege widerstands  $W_{B,2PBV}$  ( $s_{2PBV}$ ) in MD und in CD für 23 °C; b) Globale Maxima der Biege widerstände  $W_{B,2PBV}$  ( $s_{2PBV}$ ) in MD und CD für drei Werkzeugtemperaturniveaus nach LENSKE ET AL. (2022)

### 5.2.2 Validierungsversuche zum 2-Punkt-Biegeversuch

Zur Validierung des 2-Punkt-Biegeversuchs müssen die Ergebnisse aus Abbildung 59 mit den Biegekraftanteilen aus dem Tiefziehversuch mit unmittelbarer Kompression (vgl. Abbildung 5b) verglichen werden. Hierzu wird durch Modifikationen des Tiefziehversuchs mit unmittelbarer Kompression ein neuer Validierungsversuch entwickelt. Innerhalb des Validierungsversuchs Tiefziehen ohne unmittelbare Kompression, Faltenbildung und Reibung – Variante 1 (Abbildung 60a), im Folgenden abgekürzt als Tiefziehvariante 1, soll die Biegekraft am Ziehstempel  $F_{B,ZSK}$  ( $s_{ZS}$ ) (vgl. Abbildung 5b) isoliert dargestellt werden (LENSKE ET AL., 2022). Hierzu wird der Radius des Ziehstempels  $r_{ZS,1}$  im Vergleich zum Ziehstempelpadius  $r_{ZS}$  in Tabelle 3 reduziert, wodurch der Abstand im Ziehspalt signifikant vergrößert wird. Durch den größeren Ziehspalt wird eine Kompressionskraft  $F_{K,ZSp}$  ( $s_{ZS}$ ) im Ziehspalt verhindert und auch keine Reibungskraft  $F_{R,ZSp}$  ( $s_{ZS}$ ) zwischen Halbzeug und Ziehbüchseninnenkontur induziert, ähnlich wie von SCHERER (1932) beschrieben (vgl. Abbildung 6a). Außerdem wurde bei dem modifizierten Ziehstempel auf eine konische Verjüngung verzichtet. Die übrigen geometrischen Abmessungen der Umformwerkzeuge werden aus Tabelle 3 übernommen. Tiefziehvariante 1 nutzt außerdem einen, von SCHERER (1932) beschriebenen, modifizierten Halbzeugzuschnitt mit dreieckigen Aussparungen (Abbildung 60b). Durch die Aussparungen kann sich das überschüssige Material, während der Ziehstempelbewegung  $s_{ZS}$  lateral bewegen, ohne dass es zu einer Stauchung in Blattebene kommt und charakteristische Falten gebildet werden. Die Aussparungen des modifizierten Halbzeugzuschnitts sind gleichmäßig über dem Umfang verteilt, haben einen Öffnungswinkel  $\alpha_{PZ}$  von 3 Grad und setzen bei einem Radius  $r_{HZ,TZV,i}$  von 55 Millimeter an. Der Außenradius des Halbzeugzuschnitts  $r_{TZV,HZ}$  wird aus Tabelle 3 übernommen.

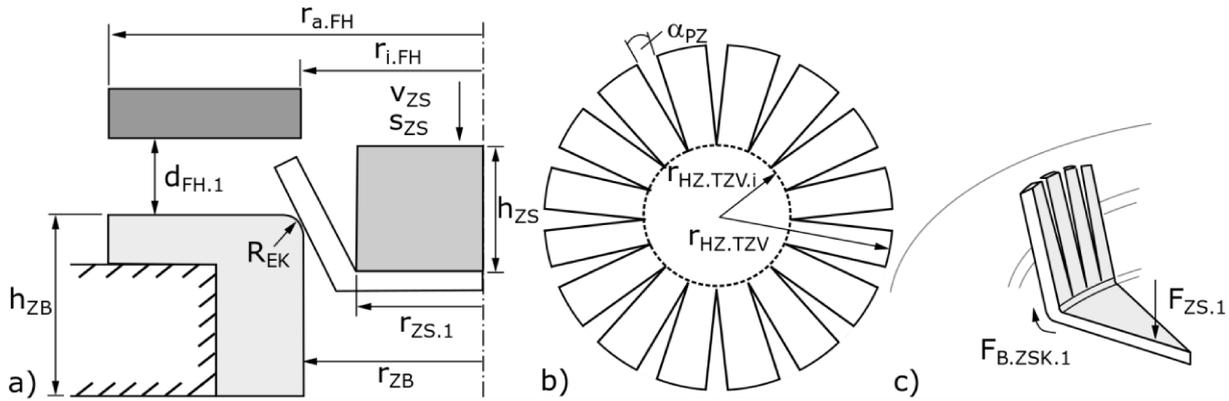


Abbildung 60: Schematische Darstellung von a) Tiefziehvariante 1; b) des modifizierten Halbzeugzuschnitts mit dreieckigen Aussparungen nach SCHERER (1932) und c) aller aktiven Prozesskräfte während Tiefziehvariante 1 nach LENSKE ET AL. (2022)

Zudem verharrt der Faltenhalter während der gesamten Stempelbewegung  $s_{ZS}$  mit einem Abstand  $d_{FH.1}$  zum Halbzeugzuschnitt, wodurch kein Reibungswiderstand im Bereich unterhalb des Faltenhalters induziert wird. Hierdurch wird der Halbzeugzuschnitt auch nicht um die Einlaufkante zur Ziehbüchse gebogen. Unter der Annahme von HAUPTMANN (2010), dass der Betrag der Biegekraft um die Mantelfläche der Ziehbüchseninnenkontur  $F_{B.ZSM}$  ( $s_{ZS}$ ) (vgl. Abschnitt 2.3) sehr klein im Vergleich zur vollständigen Stempelkraftkurve ist und demnach vernachlässigt werden kann, besteht die Stempelkraft  $F_{ZS.1}$  ( $s_{ZS}$ ) nur aus dem Biegekraftanteil  $F_{B.ZSK.1}$  ( $s_{ZS}$ ) um die Stempelkante (Abbildung 60c).

Zur Kontrolle eines möglicherweise noch verbliebenden Reibungswiderstands entlang der Einlaufkante in die Ziehbüchse wird der Halbzeugzuschnitt vollständig durch die Ziehbüchse gezogen. Entsprechend den 2-Punkt-Biegeversuchen in Abschnitt 5.2.1 wird Tiefziehvariante 1 für drei Temperaturniveaus durchgeführt (vgl. Tabelle 5). Die geometrischen Modifikationen der Umformwerkzeuge und des Halbzeugzuschnitts, sind in Tabelle 6 zusammengefasst dargestellt. Die Parameter zur Durchführung von Tiefziehvariante 1 werden aus Tabelle 4 übernommen. Für jede Versuchsreihe werden 10 aufeinander folgende Einzelversuche mit jeweils gleichen Parametereinstellungen durchgeführt.

Tabelle 6: Geometrische Modifikationen Tiefziehvariante 1

Innenradius $r_{HZ.TZV.i}$	55 mm
Öffnungswinkel $\alpha_{PZ}$	3 °
Radius des Ziehstempels $r_{ZS.1}$	53 mm
Abstand Faltenhalter zum Halbzeugzuschnitt $d_{FH.1}$	30 mm

Um den Stempelkraftverlauf  $F_{ZS.1}$  ( $s_{ZS.1}$ ) von Tiefziehvariante 1 mit den Ergebnissen des 2-Punkt-Biegeversuchs zu vergleichen wird ein empirisches Modell entwickelt (LENSKE ET AL., 2022). Hierzu werden die Mittelwerte aus den Verläufen des Biege widerstands in MD und CD jeweils für die drei Temperaturniveaus aus Tabelle 5 des 2-Punkt-Biegeversuchs gebildet. Ein Polynom 5. Grades bildet den Biege widerstand  $W_{B.2PBV}$  ( $s_{2PBV}$ )

45 ° zwischen MD und CD aus dem Ersatzversuch hinreichend genau ab (Abbildung 61a). Innerhalb von Tiefziehvariante 1 stellt die Ziehstempelkante die Umformkante dar, um die der Halbzeugzuschnitt gebogen wird. Die Formel zur Modellierung der aktiven Prozesskraftkomponenten in Tiefziehvariant 1  $F_{PK,1}(s_{2PBV})$  setzt sich demnach aus dem Produkt des Umfangs der Ziehstempelkante und dem Biege­widerstand  $W_{B,2PBV}(s_{2PBV})$  zusammen. Das empirische Modell  $F_{PK,1}(s_{2PBV})$  gilt nur für eine Werkzeugbewegung  $s_{2PBV}$ .

$$F_{PK,1}(s_{2PBV}) = F_{B,ZSK,1}(s_{2PBV}) = 2 \cdot \pi \cdot r_{ZS,1} \cdot W_{B,2PBV}(s_{2PBV}) \quad \text{Gl. 9}$$

Abbildung 61b, Abbildung 61c und Abbildung 61d zeigt die Ziehstempelkraftverläufe aus Tiefziehvariante 1 für 23 °C, 60 °C und 120 °C. Der Stempelkraftverlauf weist jeweils einen steilen Anstieg bis zu einem globalen Maximum bei ca. 5 Millimeter Stempelweg auf. Der Extremwert markiert demnach den größten Widerstand des modifizierten Halbzeugzuschnitts gegen die Biegebelastung bis zum Biegebruch an der Ziehstempelkante. Für diese Vermutung spricht der anschließende signifikante Abfall des Stempelkraftverlaufs, der bis zum Ende des Stempelwegs konstant gering bleibt. Mit zunehmender Werkzeugtemperatur sinkt der Stempelkraftverlauf signifikant. Der modifizierte Halbzeugzuschnitt wird vollständig durch die Ziehbüchse gezogen. In Kombination mit der Rückstellkraft der Zarge entgegen der Biegung um die Stempelkante ergibt sich eine Reibungskraft, die, aber gering ist im Vergleich zur mutmaßlichen Biege­kraft um die Ziehstempelkante  $F_{B,ZSK,1}(s_{2PBV})$ . Zusätzlich zeigt Abbildung 61b bis Abbildung 61d den Verlauf der rekonstruierten Prozesskraftkomponenten  $F_{PK,1}(s_{2PBV})$  aus den Ergebnissen des 2-Punkt-Biegeversuchs nach Gl. 9. Die gemessenen und die rekonstruierten Kraftkurven verlaufen jeweils qualitativ und quantitativ nahezu gleich. Der 2-Punkt-Biegeversuch und der gewählte Modellierungsansatz samt der im Vorhinein getroffenen Annahmen sind demnach hinreichend genau, um den Stempelkraftverlauf innerhalb von Tiefziehvariante 1 für die gewählten Temperaturniveaus innerhalb eines empirischen Modells abzubilden.

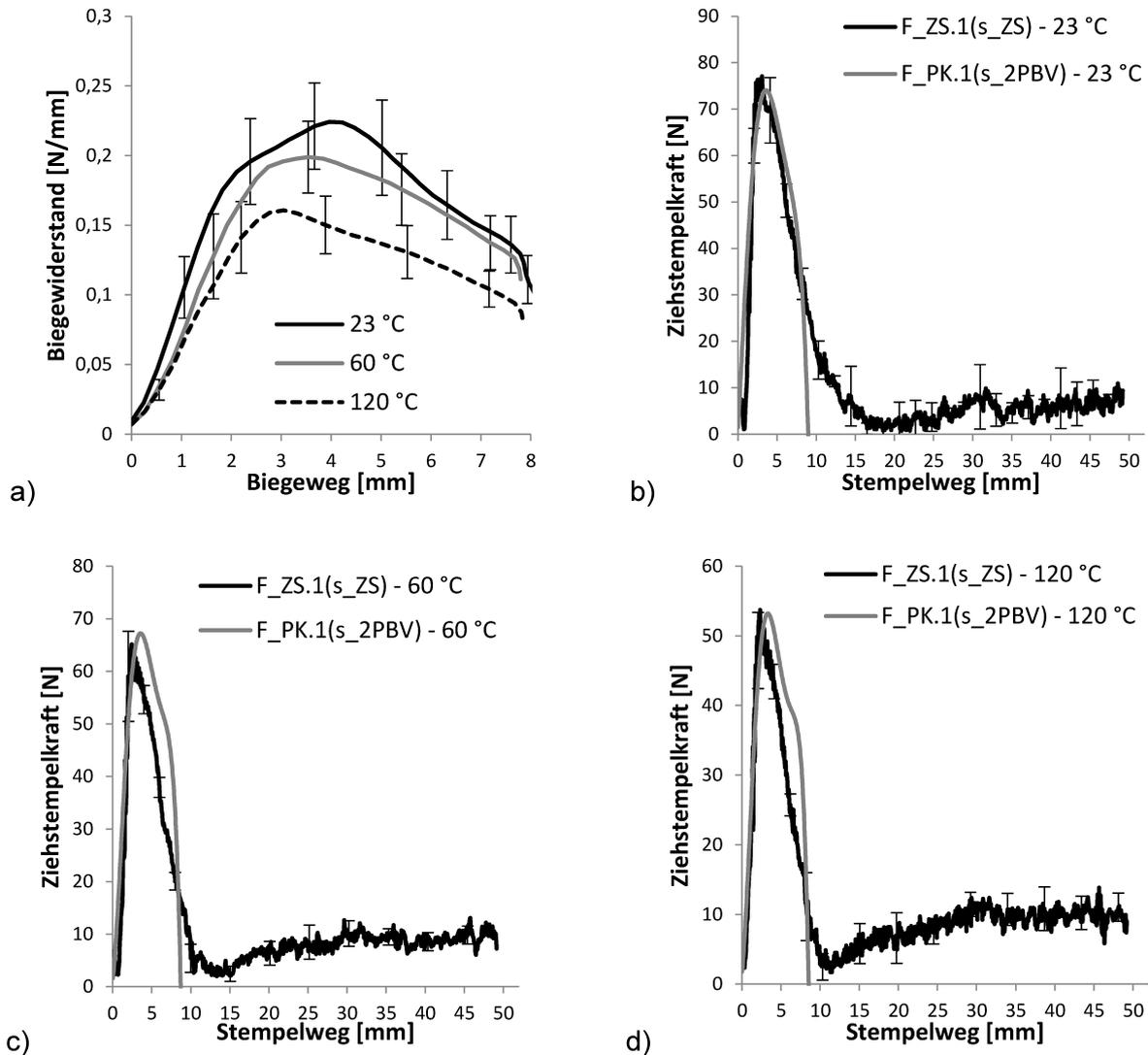


Abbildung 61: a) Biegekraftverlauf  $45^\circ$  versetzt zwischen MD und CD innerhalb des 2-Punkt-Biegeversuchs für drei Temperaturniveaus; Ziehstempelkraftverlauf  $F_{ZS.1}(s_{ZS})$  und rekonstruierter Ziehstempelkraftverlauf  $F_{PK.1}(s_{2PBV})$  aus Tiefziehvariante 1 für b) 23 °C nach LENSKE ET AL. (2022); c) 60 °C; d) 120 °C Werkzeugtemperatur

HAUPTMANN (2010) weist darauf hin, dass die Rückfederungskraft  $F_{B.RB}(s_{ZS})$  (vgl. Abbildung 5b) wesentlich geringer ist als die beiden anderen Biegungskraftanteile um die Stempelkante  $F_{B.ZSK}(s_{ZS})$  und um die Einlaufkante zur Ziehbüchseninnenkontur  $F_{B.EK}(s_{ZS})$ , ohne den Unterschied näher zu quantifizieren. Zur Abschätzung der Rückfederungskraft  $F_{B.RB}(s_{ZS})$  wird mit dem Tiefziehversuch ohne unmittelbare Kompression, Faltenbildung und Reibung – Variante 2 (Abbildung 62a), im Folgenden abgekürzt als Tiefziehvariante 2, ein zweiter Validierungsversuch für die Ergebnisse der 2-Punkt-Biegeversuche eingeführt (LENSKE ET AL., 2022). Hierfür werden die Umformwerkzeuge und der modifizierte Halbzeugzuschnitt aus Tiefziehvariante 1 (vgl. Abbildung 60a und Abbildung 60b) vollständig übernommen. Der Faltenhalter wird auf eine Distanz  $d_{FH.1}$  von 3 Millimeter zur Stirnfläche der Ziehbüchse positioniert, wodurch der Halbzeugzuschnitt aufgrund der Ziehstempelbewegung  $s_{ZS}$  sowohl um die Ziehstempelkante als auch um die Einlaufkante in die

Ziehbüchseninnenkontur gebogen wird. Aus den zwei Biegelinien resultieren die Biegekraftanteile  $F_{B,ZSK,2}$  ( $s_{ZS,2}$ ),  $F_{B,EK,2}$  ( $s_{ZS,2}$ ) und die Rückfederungskraft  $F_{B,RB,2}$  ( $s_{ZS,2}$ ) (Abbildung 62b). Ohne eine aktive Faltenhalterkraft kann die Reibung zwischen dem Halbzeugzuschnitt und den Werkzeugoberflächen so gering wie möglich gehalten werden.

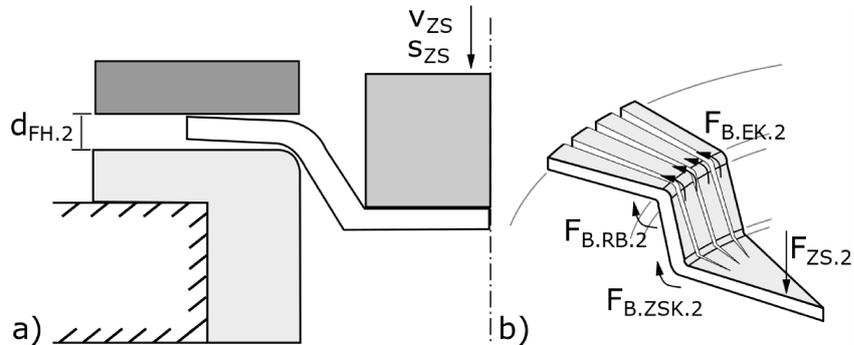


Abbildung 62: Schematische Darstellung von a) Tiefziehvariante 2 und b) aller aktiven Prozesskräfte während Tiefziehvariante 2 nach LENSKE ET AL. (2022)

Entsprechend den 2-Punkt-Biegeversuchen in Abschnitt 5.2.1 wird Tiefziehvariante 2 für drei Temperaturniveaus durchgeführt. Die geometrischen Modifikationen der Umformwerkzeuge sind in Tabelle 7 zusammengefasst dargestellt. Die Parameter zur Durchführung von Tiefziehvariante 2 werden aus Tabelle 4 übernommen. Für jede Versuchsreihe werden 10 aufeinander folgende Einzelversuche mit jeweils gleichen Parametereinstellungen durchgeführt.

Tabelle 7: Geometrische Modifikationen Tiefziehvariante 2

Distanz $d_{FH,2}$	3 mm
--------------------	------

Das empirische Modell zur Rekonstruktion des Stempelkraftverlaufs  $F_{ZS,2}$  ( $s_{ZS}$ ) aus Tiefziehvariante 2 muss alle in Abbildung 62b dargestellten aktiven Prozesskräfte darstellen und wird aus zwei Teilmodellen berechnet (LENSKE ET AL., 2022). Das empirische Modell gilt dabei nur innerhalb der Bewegung des modifizierten Halbzeugzuschnitts im Bereich unterhalb des Faltenhalters  $s_{HZ,FH}$  zwischen 0 und 25 Millimeter.

Das erste Teilmodell beschreibt den Biegebruch an den beiden Biegelinien Ziehstempelkante und Einlaufkante in die Ziehbüchseninnenkontur innerhalb der ersten 5 Millimeter der Halbzeugbewegung  $s_{HZ,FH}$ , entsprechend den Ergebnissen aus Tiefziehvariante 1 (Abbildung 61b, Abbildung 61c und Abbildung 61d) und dem 2-Punkt-Biegeversuch (Abbildung 61a). Zur Berechnung der Biegekraftkomponenten  $F_{B,ZSK,2}$  ( $s_{HZ,FH}$ ) und  $F_{B,EK,2,1}$  ( $s_{HZ,FH}$ ) wird Gl. 10 und Gl. 11 genutzt.

$$F_{B.ZSK.2}(s_{HZ.FH}) = 2 \cdot \pi \cdot r_{ZS.1} \cdot W_{B.2PBV}(s_{2PBV}) \quad \text{Gl. 10}$$

$$F_{B.EK.2.1}(s_{HZ.FH}) = 2 \cdot \pi \cdot \left( r_{ZB} + \frac{R_{EK}}{2} \right) \cdot W_{B.2PBV}(s_{2PBV}) \quad \text{Gl. 11}$$

Nach dem initialen Biegebruch des modifizierten Halbzeugzuschnitts muss die Biegekraftkomponente  $F_{B.ZSK.2}(s_{HZ.FH})$  gemäß den Ergebnissen aus Tiefziehvariante 1 vollständig absinken (Abbildung 61b, Abbildung 61c und Abbildung 61d). Die Biegekraftkomponente  $F_{B.EK.2.2}(s_{HZ.FH})$  muss hingegen so lange aktiv bleiben, bis der modifizierte Halbzeugzuschnitt vollständig in die Ziehbüchse eingezogen wird. Im weiteren Verlauf der Halbzeugbewegung  $s_{HZ.FH}$  wird ungeformtes Material des modifizierten Halbzeugzuschnitts um die Einlaufkante in die Ziehbüchseninnenkontur gebogen, weshalb ein fortlaufender Biegebruch innerhalb der Materialstruktur angenommen werden kann. Der fortlaufende Biegebruch wird mit dem globalen Maximum des Biege widerstands  $W_{B.2PBV}(s_{2PBV})$  berechnet. Darüber hinaus nimmt mit fortlaufender Halbzeugbewegung  $s_{HZ.FH}$  der Umfang des modifizierten Halbzeugzuschnitts entlang der Biegelinie zu, was bedeutet, dass die resultierende Biegekraft  $F_{B.EK.2.2}(s_{HZ.FH})$  aufgrund des größeren Materialquerschnitts ebenso zunehmen muss, bis der modifizierte Halbzeugzuschnitt vollständig in die Ziehbüchse eingezogen wird.

$$F_{B.EK.2.2}(s_{HZ.FH}) = 2 \cdot \pi \cdot \left( \left( r_{ZB} + \frac{R_{EK}}{2} \right) + s_{HZ.FH} \right) \cdot \text{Max } W_{B.2PBV}(s_{2PBV}) \quad \text{Gl. 12}$$

HAUPTMANN (2010) weist darauf hin, dass die Rückfederungskraft  $F_{B.RB}(s_{ZS})$  wesentlich geringer ist als die beiden anderen Biegungskraftanteile und vermutlich durch die Erweichung des Halbzeugmaterials bei beheizten Werkzeugen zusätzlich abnimmt. Durch Iteration wird die Rückfederungskraft  $F_{B.RB.2}(s_{HZ.FH})$  für unbeheizte Werkzeuge bei 23 °C zu 50 % von der Biegekraft um die Einlaufkante zur Ziehbüchseninnenkontur  $F_{B.EK.2.2}(s_{HZ.FH})$  angenommen. Damit ergibt sich ein Faktor  $k_{B.2}$  bei 23 °C zu 0,5. Der Einfluss der Materialerweichung auf das Absinken der Rückfederungskraft  $F_{B.RB.2}(s_{HZ.FH})$  bei beheizten Werkzeugen wird näherungsweise an den gemessenen Ziehstempelkraftverlauf angepasst. Für 60 °C wird der Faktor  $k_{B.2}$  mit 0,4 angenommen, für 120 °C mit 0,3.

$$F_{B.RB.2}(s_{HZ.FH}) = k_{B.2} \cdot 2 \cdot \pi \cdot \left( \left( r_{ZB} + \frac{R_{EK}}{2} \right) + s_{HZ.FH} \right) \cdot \text{Max } W_{B.2PBV}(s_{2PBV}) \quad \text{Gl. 13}$$

Das empirische Modell für alle wirksamen Prozesskräfte  $F_{PK.2}(s_{HZ.FH})$ , die während Tiefziehvariante 2 aktiv sind, wird aus Gl. 14 berechnet und mit dem Stempelkraftprofil  $F_{ZS.2}(s_{ZS})$  verglichen (Abbildung 63).



Wirkmechanismen. Zum anderen wurden die Zeitbereiche, in denen der Halbzeugzuschnitt jeweils in Kontakt mit den beheizten Werkzeugen ist, für den 2-Punkt Biegeversuch bzw. Tiefziehvariante 2 nicht abgeglichen. Die Kontaktzeiten können sich aufgrund der manuellen Positionierung der Halbzeugzuschnitte, der anschließenden manuellen Auslösung des Versuchsablaufs und der unterschiedlichen Positioniergeschwindigkeiten der eingesetzten Antriebssysteme (Hydraulik und Elektromechanik) unterscheiden.

## 5.3 REIBUNG

### 5.3.1 Streifenzugversuch

Der Streifenzugversuch wird wie in Abschnitt 4.1.1 beschrieben durchgeführt (vgl. Abbildung 24). Die Bestimmung des dynamischen Reibungskoeffizienten erfolgt durch Auswertung der Reibungskraft  $F_{R.SZV}$  ( $s_{SZV}$ ) zwischen Halbzeugzuschnitt und Werkzeugplatte 2. Um mögliche Störgrößen durch die Kraftregelung von Antrieb 1 innerhalb der Auswertung des dynamischen Reibungskoeffizienten zu kompensieren, wird die Länge des Halbzeugzuschnitts in Kontakt mit den Werkzeugplatten zu Beginn des Streifenzugversuchs  $l_{HZ.R.SZV}$  (vgl. Abbildung 31a) etwas länger als die Zargenhöhe innerhalb des Referenzversuchs gewählt (vgl. Tabelle 3). Die Gesamtlänge  $l_{HZ.SZV}$  des Halbzeugzuschnitts ergibt sich nach Abbildung 31a aus der Kontaktlänge  $l_{HZ.R.SZV}$ , der Länge der Halbeugaufnahme  $l_{HZA.SZV}$ , die für die Fixierung des Halbzeugzuschnitts notwendig ist, und der freien Länge  $l_{SZV}$  als Abstand zwischen der Halbeugaufnahme und den beiden Werkzeugplatten. Beide Werkzeugplatten bestehen aus Edelstahl und sind an der Kontaktfläche zum Halbzeugzuschnitt poliert. Ähnlich wie in Abschnitt 5.1 wird der dynamische Reibungskoeffizient sowohl gegen polierte Edelstahloberflächen als auch gegen PTFE-Folie untersucht. Hierzu wird ein Streifen PTFE-Folie mit den Abmaßen der Werkzeugplatten (vgl. Tabelle 1) vereinzelt und auf der polierten Werkzeugseite appliziert (Abbildung 64).

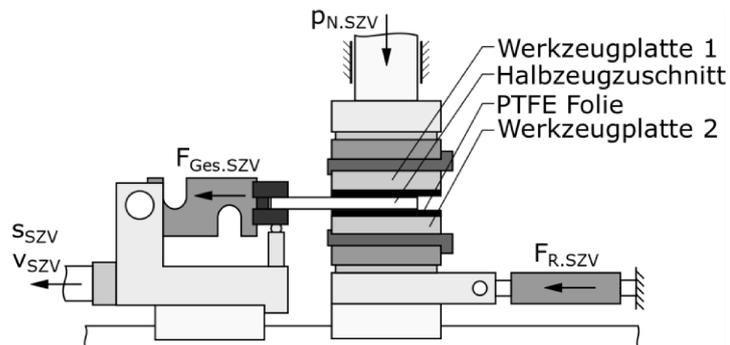


Abbildung 64: Schematische Darstellung des Streifenzugversuchs mit Werkzeugplatten vollständig präpariert mit PTFE Folie nach LENSKE ET AL. (2017, 2022)

Entsprechend den Referenzversuchen in Abschnitt 5.1. werden die Streifenzugversuche für drei Temperaturniveaus durchgeführt. Die Normallast durch Antrieb 1 orientiert sich ebenfalls an den Referenzversuchen (vgl. Tabelle 4), wird aber noch um einen zusätzlichen Mittelwert erweitert. Um den Vergleich der Ergebnisse des Streifenzugversuchs mit denen des Umformprozesses zu gewährleisten, wird die Relativgeschwindigkeit  $v_{SZV}$  des Zugmoduls nach der Vorgabe aus den Referenzversuchen in Abschnitt 5.1 gewählt. Die Referenzversuche in Abschnitt 5.1 haben gezeigt dass der Einfluss durch Adhäsionseffekte des Reibungswiderstands nur innerhalb einer hohen Versuchsanzahl dargestellt werden kann. Aus diesem Grund wird die Anzahl der Versuche innerhalb einer Versuchsreihe für den Streifenzugversuch entsprechend dem fortlaufenden Erkenntnisgewinn angepasst. Für jede Versuchsreihe werden die Werkzeugoberflächen in Kontakt mit dem Halbzeug mit Hilfe von Aceton und einem sterilen Baumwolltuch gereinigt. Anschließend wird optional ein neuer

Zuschnitt der PTFE-Folie appliziert. Jeder einzelne Versuch einer Versuchsreihe wird mit einem neuen Halbzeugzuschnitt durchgeführt. Tabelle 8 fasst alle relevanten geometrischen Abmaße und Versuchsparameter des Streifenzugversuchs zusammen.

Tabelle 8: Geometrie und Parameter für den Streifenzugversuch

Kontaktlänge $l_{HZ,R.SZV}$	28 mm
Aufnahmelänge $l_{HZA.SZV}$	14 mm
Freie Länge $l_{SZV}$	3 mm
Gesamtlänge $l_{HZ.SZV}$	45 mm
Vorschub $s_{SZV}$	30 mm
Normaldruck $p_{N.SZV}$	0,3 MPa; 0,4 MPa; 0,5 MPa
Relativgeschwindigkeit $v_{SZV}$	20 mm/s
Werkzeugtemperatur	23 °C; 60 °C; 120 °C
Rel. Luftfeuchte	50 %
Umgebungstemperatur	23 °C

Abbildung 65a zeigt den Einfluss der Werkzeugoberfläche auf den Verlauf des dynamischen Reibungskoeffizienten über dem Vorschub  $s_{SZV}$  für einen Normaldruck von 0,3 MPa und unbeheizte Werkzeuge bei 23 °C als Mittelwert aus den letzten 10 Versuchen zweier Versuchsreihen mit jeweils 200 Einzelversuche. Der dynamische Reibungskoeffizient gegen polierten Edelstahl zeigt einen ähnlichen Verlauf wie in KAWASHIMA ET AL. (2008) (vgl. Abbildung 12) ohne ein globales Maximum zu Beginn des Streifenzugversuchs, das den Übergang zwischen Haften und Gleiten markiert. Vielmehr strebt der Reibungskoeffizient gegen ein globales Maximum nach ca. 15 Millimetern Gleitweg, um dann, kurz bevor der Halbzeugzuschnitt den Kontakt mit den Werkzeugplatten verlässt, wieder abzusinken. Im Vergleich dazu nimmt der dynamische Reibungskoeffizient gegen PTFE-Folie einen konstanten Verlauf und ist zudem quantitativ signifikant geringer. Um die Entwicklung des dynamischen Reibungskoeffizienten über der Anzahl an Versuchen innerhalb einer Versuchsreihe darzustellen, zeigt Abbildung 65b den Mittelwert des dynamischen Reibungskoeffizienten für einzelne, ausgewählte Versuche innerhalb jeder Versuchsreihe. Ähnlich zu den Ergebnissen der Referenzversuche in Abschnitt 5.1.4 (vgl. Abbildung 49b) steigen die Mittelwerte des dynamischen Reibungskoeffizienten gegen die polierte Edelstahloberfläche mit zunehmender Versuchsanzahl an. Im Gegensatz zu den Ergebnissen der Referenzversuche wird aber ein konstantes Niveau des Reibungskoeffizienten nach ca. 100 Versuchen erreicht, ohne das die Halbzeugzuschnitte reißen. Das Niveau des dynamischen Reibungskoeffizienten bleibt anschließend konstant, weshalb die Versuchsreihe nach 200 Versuchen abgebrochen werden kann. Die Mittelwerte der dynamischen Reibungskoeffizienten gegen PTFE-Folie bleiben die gesamte Versuchsreihe über konstant, ähnlich den Ergebnissen aus Abschnitt 5.1.4 (vgl. Abbildung 49b). Hierdurch kann die Vermutung aus Abschnitt 5.1.4 bewiesen werden, dass das Verhalten der Stempelkraftkurve im Wesentlichen durch den Reibungswiderstand beeinflusst wird. Ebenso muss davon

ausgegangen werden, dass der Unterschied im quantitativen Verlauf des dynamischen Reibungskoeffizienten zwischen den beiden Werkzeugoberflächen, der Adhäsionskomponente des Reibungswiderstands zuzurechnen ist. Insbesondere der Anstieg des Reibungskoeffizienten gegen polierten Edelstahl muss durch einen sich fortlaufend akkumulierenden Ladungsaustausch verursacht werden, bis eine Art Sättigung des Oberflächenpotentials erreicht wird. Der Anstieg des Oberflächenpotentials wird auch nicht durch die Erdung der Werkzeugplatten mit einem Schutzleiter beeinflusst.

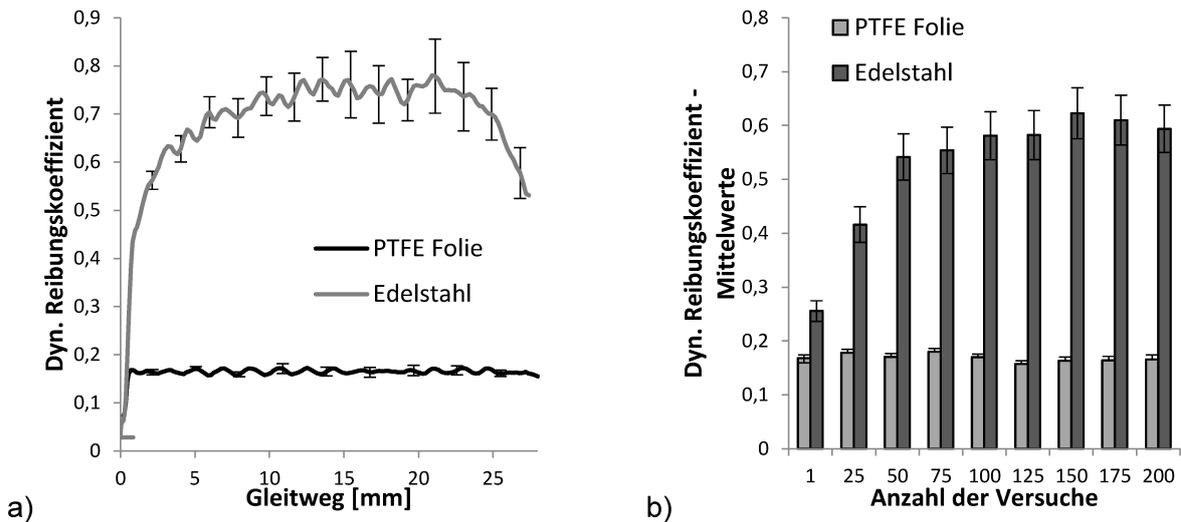


Abbildung 65: Einfluss der unbeheizten Werkzeugoberfläche bei 23 °C und 0,3 MPa Normaldruck auf den a) Verlauf des dynamischen Reibungskoeffizienten als Mittelwert aus den letzten 10 Wiederholungen einer Versuchsreihe mit 200 Wiederholungen und b) Verlauf der Mittelwerte der dynamischen Reibungskoeffizienten über 200 Wiederholungen nach LENSKE ET AL. (2022)

Reibung wird durch die beiden Mechanismen Adhäsion und Deformation verursacht (BAYER & SIRICO, 1971; TABOR, 1981). Wasserstoffbrückenbindungen stellen dabei den häufigsten Adhäsionsmechanismus zwischen zwei Oberflächen in engem Kontakt dar (TABOR, 1981). Wasserstoffbrückenbindungen resultieren aus der elektrostatischen Kraft zwischen einem kovalent an ein stark elektronegatives Atom gebundenes Wasserstoffatom und einem anderen stark elektronegativen Atom, beispielsweise ein zweites Sauerstoffatom innerhalb eines anderen Wassermoleküls (JEFFREY, 1997). Polytetrafluorethylen (PTFE) besteht aus Fluoridatomen mit hoher Elektronegativität, die eine starke Anziehungskraft für Wasserstoffatome darstellen müsste. Aufgrund ihrer hohen Elektronegativität stehen sie jedoch mit ihren eigenen Kohlenstoffatomen in einer starken intermolekularen Bindung, sodass mit PTFE keine oder nur sehr schwache Wasserstoffbrückenbindungen gebildet werden können (DUNITZ & TAYLOR, 1997). Die triboelektrische Aufladung wird in der Literatur (GALEMBECK ET AL., 2014; ZHANG ET AL., 2015) vor allem mit dem Vorhandensein von Feuchtigkeit im Kontaktbereich der Reibpartner in Verbindung gebracht. DIAZ & FELIX-NAVARRO (2004) beschreiben Stahloberflächen als hydrophil, d.h. Wasser kann an die Metalloberfläche gebunden werden (ROUDGAR & GROß, 2005). Wenn der

Halbzeugzuschnitt mit der polierten Edelstahloberfläche in Kontakt gebracht wird, muss demnach ein Ladungsträgeraustausch vom Halbzeug auf die Metalloberfläche erfolgen (ZHANG ET AL., 2015), wenn beide Oberflächen durch den Vorschub des Zugmoduls wieder getrennt werden. Theoretisch können mit zunehmender Menge an Oberflächenwasser zwischen beiden Kontaktpartnern nach jeder Wiederholung des Streifenzugversuchs mehr Wasserstoffbrückenbindungen gebildet werden, was zu einer zunehmenden Kraft bei der Trennung beider Oberflächen führt. Eine fortführende Klärung der beteiligten Reibungsmechanismen setzt eine Analyse der Kontaktflächen auf der mikroskopischen Ebene voraus und muss deshalb Schwerpunkt weiterer Forschungsarbeiten sein.

Um die Reproduzierbarkeit der elektrostatischen Aufladung der polierten Edelstahloberflächen aus Abbildung 65a zu untersuchen, zeigt Abbildung 66a den Verlauf des dynamischen Reibungskoeffizienten über dem Vorschub  $s_{SZV}$  für einen Normaldruck  $p_{N,SZV}$  von 0,3 MPa und unbeheizte Edelstahlwerkzeuge bei 23 °C als Mittelwert aus den letzten 10 Versuchen zweier Versuchsreihen mit jeweils 100 Einzelversuchen ( $n=100$ ). Zum Vergleich ist der Verlauf des dynamischen Reibungskoeffizienten für die letzten 10 Versuche der Versuchsreihe mit jeweils 200 Einzelversuchen ( $n=200$ ) aus Abbildung 65a dargestellt. Die Standardabweichung ist in dem Diagramm nicht dargestellt, um die Übersichtlichkeit zu verbessern. Alle drei Verläufe des dynamischen Reibungskoeffizienten sind qualitativ und quantitativ nahezu identisch, wodurch die Reproduzierbarkeit der elektrostatischen Aufladung zwischen polierten Edelstahl und dem Halbzeug nachgewiesen werden kann. Abbildung 66b zeigt zudem die Mittelwerte der dynamischen Reibungskoeffizienten aus den letzten 10 Wiederholungen der jeweiligen Versuchsreihe.

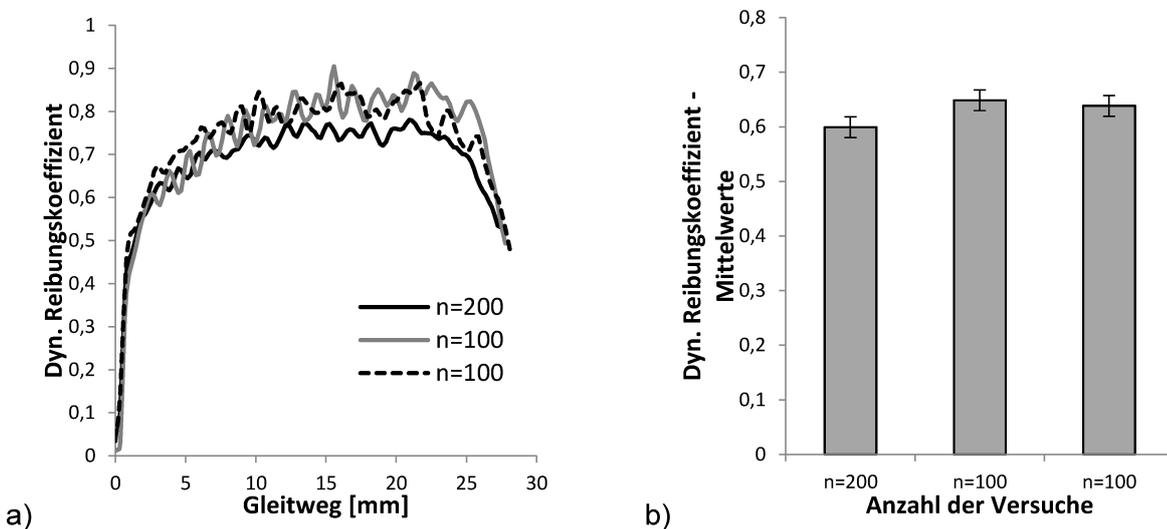


Abbildung 66: Einfluss der unbeheizten Werkzeugoberfläche bei 23 °C und 0,3 MPa Normaldruck auf die Reproduzierbarkeit a) des dynamischen Reibungskoeffizienten als Mittelwert aus den letzten 10 Wiederholungen dreier Versuchsreihen mit 100 bzw. 200 Wiederholungen und b) der zugehörigen Mittelwerte des dynamischen Reibungskoeffizienten

Den Einfluss der Werkzeugtemperatur auf den Verlauf des dynamischen Reibungskoeffizienten gegen polierten Edelstahl für einen Normaldruck  $p_{N,SZV}$  von 0,3 MPa als

Mittelwert aus den letzten 10 Wiederholungen dreier Versuchsreihen mit jeweils 200 Wiederholungen zeigt Abbildung 67a. Der quantitative Verlauf des dynamischen Reibungskoeffizienten nimmt mit zunehmender Werkzeugtemperatur signifikant ab, ähnlich dem Verhalten des Stempelkraftverlaufs bei den Tiefziehversuchen mit unmittelbarer Kompression in Abschnitt 5.1.4 (vgl. Abbildung 51a). Der Vergleich der Mittelwerte des dynamischen Reibungskoeffizienten für einzelne, ausgewählte Versuche innerhalb jeder Versuchsreihe (Abbildung 67b) zeigt außerdem einen konstanten Verlauf gegen beheizte Werkzeugoberflächen, ähnlich dem Verhalten in Abschnitt 5.1.4 (vgl. Abbildung 51b).

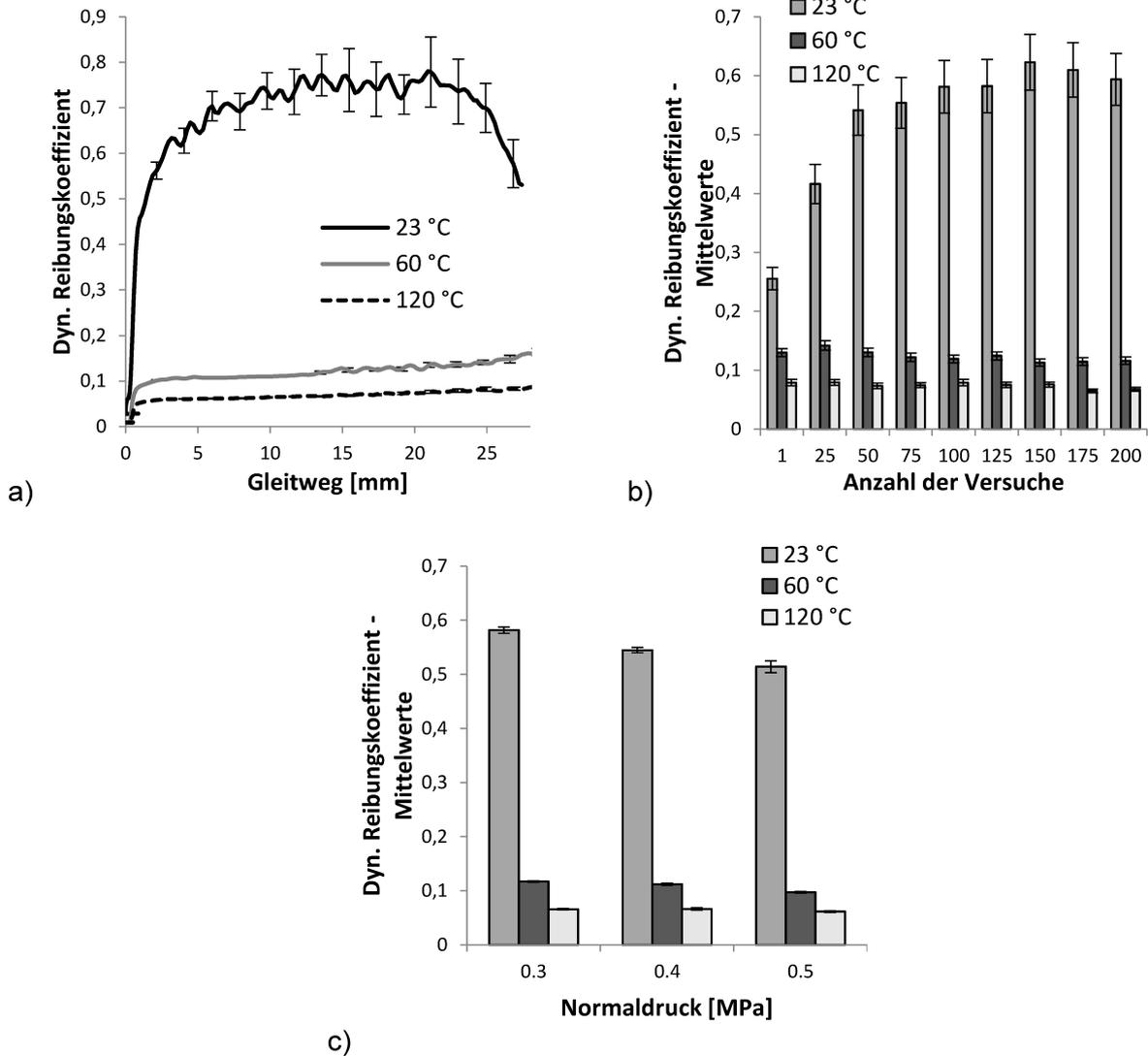


Abbildung 67: Einfluss der Werkzeugtemperatur für 0,3 MPa Normaldruck gegen polierten Edelstahl auf den a) Verlauf des dynamischen Reibungskoeffizienten als Mittelwert aus den letzten 10 Wiederholungen einer Versuchsreihe mit 200 Wiederholungen nach LENSKE ET AL. (2017) und b) Verlauf der Mittelwerte der dynamischen Reibungskoeffizienten über 200 Wiederholungen; c) Einfluss des Normaldrucks und der Werkzeugtemperatur gegen polierten Edelstahl auf den Mittelwert des dynamischen Reibungskoeffizienten aus den letzten 10 Wiederholungen einer Versuchsreihe mit 200 Wiederholungen

Entgegen der Meinung aus dem Stand der Technik (BACK & SALMÉN, 1989; HUTTEL & POST, 2015), dass Wasser innerhalb des Halbzeugs verdampft und als Schmiermittel wirkt, kann auch die Theorie fortgesetzt werden, wonach der dominierende Reibungsmechanismus auf die Bereitstellung von Wasserstoffbrückenbindungen zurückzuführen ist. Durch die Beheizung der Werkzeuge wird vermutlich die Akkumulation von Ladungsträgern in Form von Oberflächenfeuchte verringert bzw. vollständig unterbunden, wodurch der resultierende Reibungswiderstand zum einen signifikant abnimmt und zum anderen über der Anzahl an Versuchen konstant bleibt. Ein Indiz hierfür könnte möglicherweise die Verhornung der Halbzeugoberfläche durch die Kontakterwärmung sein, wie sie in GRUBER (2011) beschrieben wird. Den Einfluss des Normaldrucks und der Werkzeugtemperatur zeigt Abbildung 67c als Mittelwert des dynamischen Reibungskoeffizienten aus den letzten 10 Wiederholungen von jeweils 200 Versuchen innerhalb jeder Versuchsreihe. Mit zunehmenden Normaldruck sinkt der dynamische Reibungskoeffizient für unbeheizte Werkzeuge bei 23 °C signifikant, ähnlich wie in BLUME & STECKER (1967) beschrieben. BLUME & STECKER (1967) führen diesen Effekt auf das Deformationsverhalten innerhalb der Kontaktfläche zurück. Der Adhäsionstheorie zufolge müsste aber der Reibungswiderstand steigen, wenn die Oberflächen durch den steigenden Normaldruck in engeren Kontakt miteinander gebracht werden und somit mehr Wasserstoffbrückenbindungen ausgebildet werden können. Mit zunehmender Werkzeugtemperatur ist die Normalkraftabhängigkeit des Reibungskoeffizienten nicht mehr signifikant. Möglicherweise führt die Verhornung der Halbzeugoberfläche dazu, dass sowohl die Ausbildung von Wasserstoffbrückenbindungen verhindert wird und plastische Deformationen zwischen den beiden Oberflächen aufgrund der Versteifung der Halbzeugoberfläche abnehmen.

Abbildung 68a zeigt den Einfluss der Werkzeugtemperatur auf den Verlauf des dynamischen Reibungskoeffizienten als Mittelwert aus den letzten 10 Wiederholungen dreier Versuchsreihen mit jeweils 200 Versuchen gegen PTFE-Folie und mit einem Normaldruck  $p_{N,SZV}$  von 0,3 MPa. Der dynamische Reibungskoeffizient sinkt mit zunehmender Werkzeugtemperatur signifikant und zeigt damit ein ähnliches Verhalten wie der dynamische Reibungskoeffizient gegen polierten Edelstahl (vgl. Abbildung 67a). Außerdem ist der dynamische Reibungskoeffizient gegen polierten Edelstahl quantitativ geringer als gegen PTFE-Folie, ähnlich wie in Abschnitt 5.1.4 der Vergleich der Stempelkraftverläufe zwischen Abbildung 51a und Abbildung 53a. Den Einfluss des Normaldrucks und der Werkzeugtemperatur zeigt Abbildung 68b als Mittelwert des dynamischen Reibungskoeffizienten aus den letzten 10 Wiederholungen von jeweils 200 Versuchen innerhalb jeder Versuchsreihe. Im Gegensatz zu den Ergebnissen in Abbildung 67c kann keine Normalkraftabhängigkeit des dynamischen Reibungskoeffizienten festgestellt werden, weder für unbeheizte Werkzeuge bei 23 °C noch für beheizte Werkzeugoberflächen. Wenn der Reibungsmechanismus Adhäsion durch die Zufuhr von Wärmeenergie bzw. bindungsresistente Oberflächen (PTFE) kontrolliert bzw. kompensiert wird, muss der verbleibende Reibungswiderstand vor allem aus der Deformation zwischen den kontaktierenden Oberflächen resultieren. Der Deformationsmechanismus begründet sich auf der Mikrostruktur der Oberflächen in Kontakt miteinander und daraus resultierenden mechanischen Verhakungen. Wenn die Erwärmung des Halbzeuges tatsächlich zu einer

Verhornung der Oberfläche führt, finden Rauigkeitsspitzen der Werkzeugoberfläche weniger Eingriffspunkte, wodurch der resultierende Reibungswiderstand abnehmen muss. Wiederrum kann diese Theorie nur durch die Analyse der Kontaktoberflächen, insbesondere des Halbzeuges, nach der mechanischen und thermischen Belastung begründet werden und muss Schwerpunkt in nachfolgenden Arbeiten sein.

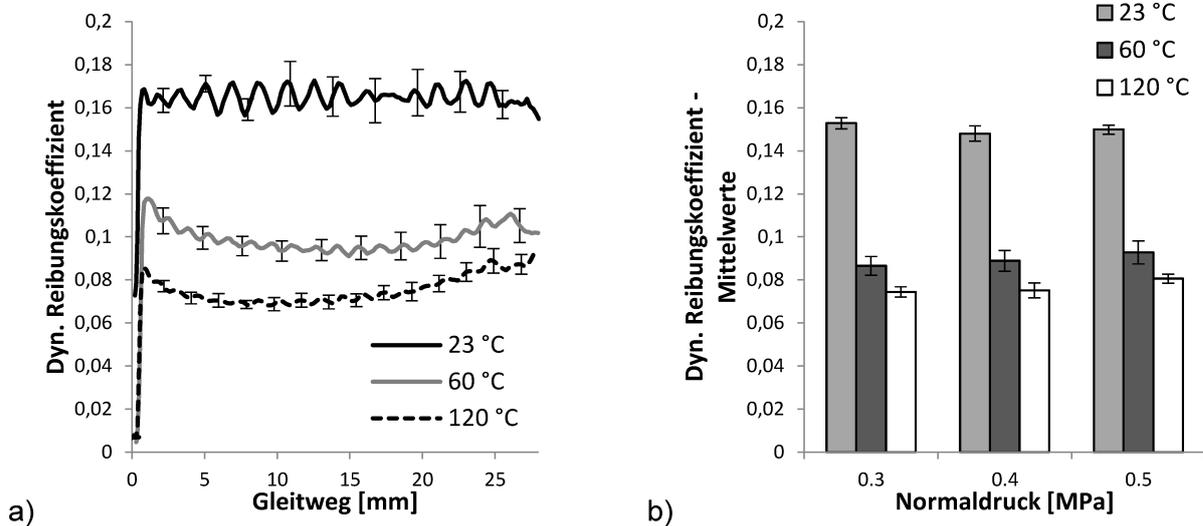


Abbildung 68: a) Einfluss der Werkzeugtemperatur auf den Verlauf des dynamischen Reibungskoeffizienten als Mittelwert aus den letzten 10 Wiederholungen einer Versuchsreihe mit 200 Wiederholungen für 0,3 MPa Normaldruck gegen PTFE-Folie; b) Einfluss des Normaldrucks und der Werkzeugtemperatur gegen PTFE-Folie auf den Mittelwert des dynamischen Reibungskoeffizienten aus den letzten 10 Wiederholungen einer Versuchsreihe mit 200 Wiederholungen

### 5.3.2 Doppelstreifenzugversuch

Der Doppelstreifenzugversuch wird wie in Abschnitt 4.1.1 beschrieben durchgeführt (vgl. Abbildung 25). Die Bestimmung des Reibungskoeffizienten erfolgt durch Auswertung der Reibungskraft  $F_{R,DSZV}$  ( $s_{DSZV}$ ) zwischen dem Halbzeugzuschnitt und Werkzeugplatte 2.

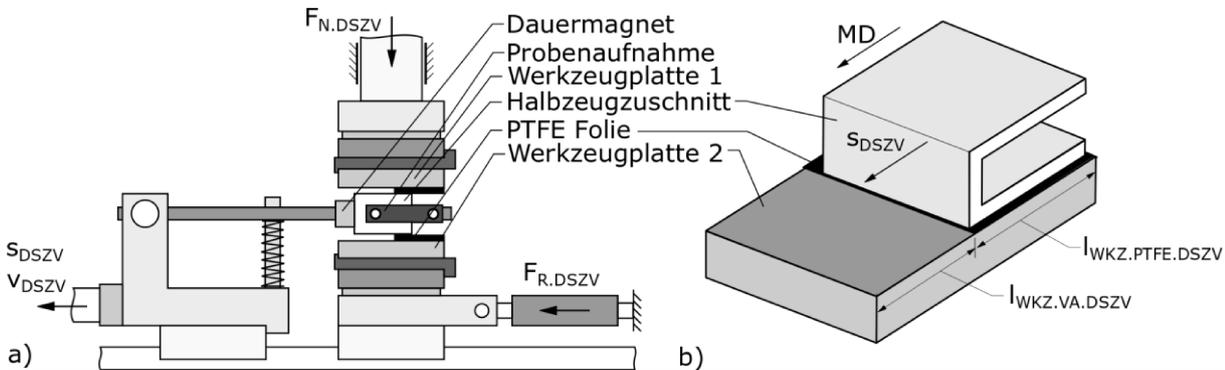


Abbildung 69: a) Schematische Darstellung des Doppelstreifenzugversuchs mit Werkzeugplatten partiell präpariert mit PTFE-Folie; b) Schematische Darstellung des Halbzeugzuschnitts und Werkzeugplatte 2 partiell präpariert mit PTFE-Folie für den Doppelstreifenzugversuch nach LENSKE ET AL. (2018, 2022)

Die Länge  $l_{WKZ.R.DSZV}$  zwischen Werkzeugplattenrand und Halbzeugzuschnitt (Abbildung 31b) entspricht der Höhe der Ziehbüchse  $h_{ZB}$  aus den Referenzversuchen in Abschnitt 5.1 (vgl. Tabelle 3). Die Länge des Halbzeugzuschnitts in Kontakt mit den beiden Werkzeugplatten  $l_{HZ.R.DSZV}$  entspricht der Zargenhöhe des Ziehzeils. Beide Werkzeugplatten bestehen aus Edelstahl und sind an der Kontaktfläche zum Halbzeugzuschnitt poliert. Zusätzlich werden die Werkzeugplatten mit PTFE-Folie präpariert. Im Gegensatz zum Streifenzugversuch wird nicht die gesamte Oberfläche der jeweiligen Werkzeugplatte mit PTFE-Folie bedeckt, wodurch die teilweise mit PTFE-Folie präparierte Ziehbüchse aus Abschnitt 5.1 nachgestellt werden kann (vgl. Abbildung 48). Hierfür wird die PTFE-Folie in einem Abstand  $l_{WKZ.VA.DSZV}$  zum Ende der Werkzeugplatte appliziert, was dem Teil der Ziehbüchse ohne PTFE-Folie entspricht (Abbildung 69b). Die Länge der PTFE-Folie  $l_{WKZ.PTFE.DSZV}$  wird so gewählt, dass der Rest der Werkzeugplatte vollständig bedeckt wird. Entsprechend den Referenzversuchen in Abschnitt 5.1 werden die Doppelstreifenzugversuche für drei Temperaturniveaus durchgeführt. Die verwendeten Normalkräfte  $F_{N,DSZV}$  orientieren sich an den globalen Maxima der Kompressionskräfte im Ziehspalt  $F_{K,ZSp,MS}$  aus den Referenzversuchen mit dem Messstempel in Abschnitt 5.1.5. Um den Vergleich der Ergebnisse des Doppelstreifenzugversuchs mit denen des Umformprozesses zu gewährleisten, wird die Relativgeschwindigkeit  $v_{DSZV}$  des Zugmoduls nach der Vorgabe aus den Referenzversuchen in Abschnitt 5.1 gewählt. Die Streifenzugversuche in Abschnitt 5.3.1 haben gezeigt, dass der Einfluss durch eine triboelektrische Aufladung nur innerhalb einer hohen Versuchsanzahl dargestellt werden kann. Aus diesem Grund wird die Anzahl der Versuche innerhalb einer Versuchsreihe für den Doppelstreifenzugversuch entsprechend dem fortlaufenden Erkenntnisgewinn angepasst. Vor jeder neuen Versuchsreihe werden die

Werkzeugoberflächen in Kontakt mit dem Halbzeug mit Hilfe von Aceton und einem sterilen Baumwolltuch gereinigt. Anschließend wird optional ein neuer Zuschnitt der PTFE-Folie appliziert. Jeder einzelne Versuch einer Versuchsreihe wird mit einem neuen Halbzeugzuschnitt durchgeführt. Tabelle 9 fasst alle relevanten geometrischen Abmaße und Versuchsparameter des Doppelstreifenzugversuchs zusammen.

Tabelle 9: Geometrie und Parameter für den Doppelstreifenzugversuch

Kontaktlänge Halbzeugzuschnitt $l_{\text{HZ,R.DSZV}}$	25 mm
Dicke der Halbzeugaufnahme $t_{\text{HZA.DSZV}}$	14 mm
Länge Bereich ohne PTFE-Folie $l_{\text{WKZ.VA.DSZV}}$	25 mm
Länge Bereich mit PTFE-Folie $l_{\text{WKZ.PTFE.DSZV}}$	45 mm
Normalkraft $F_{\text{N.DSZV}}$	(150 N); 400 N; 800 N; 1200 N
Relativgeschwindigkeit $v_{\text{DSZV}}$	20 mm/s
Werkzeugtemperatur	23 °C; 60 °C; 120 °C
Rel. Luftfeuchte	50 %
Umgebungstemperatur	23 °C

Den Einfluss der konstanten Normalkraft auf den dynamischen Reibungskoeffizienten gegen unbeheizte und polierte Edelstahlwerkzeuge bei 23 °C Umgebungstemperatur zeigt Abbildung 70a (LENSKE ET AL., 2018). Alle Versuchsreihen streben nach 100 Wiederholungen einem konstanten Zustand des dynamischen Reibungskoeffizienten an (Abbildung 70b), ähnlich wie in Abbildung 65b für den Streifenzugversuch gegen polierten Edelstahl. Aber im Gegensatz zu den Ergebnissen in Abbildung 67c steigt der dynamische Reibungskoeffizient mit zunehmender Normalkraft  $F_{\text{N.DSZV}}$  signifikant an. Die Versuchsreihe mit 1200 N Normalkraft endet zudem schon nach 14 Versuchen aufgrund von Rissbildung der Halbzeugzuschnitte. Mit einer größeren Materialfestigkeit würde vermutlich ein noch höherer Reibungskoeffizient nach 100 Wiederholungen erreicht werden. ROSE & WARD (1956) und ELSDON & MITCHELL (1976) zeigen, dass die übertragene elektrische Ladung durch den Reibkontakt direkt proportional zur realen Kontaktfläche ist und damit auch zur Normalkraft. HUTTEL ET AL. (2014) zeigen ebenfalls Versuche in denen der Reibungskoeffizient mit steigender Normalkraft zwischen 100 N und 750 N zunimmt, danach bleibt der Reibungskoeffizient aber konstant. HUTTEL ET AL. (2014) vermuten als Grund eine triboelektrische Aufladung der Kontaktfläche, die aber mit zunehmender Normallast an Einfluss gegenüber dem Deformationsanteil der Reibung verliert. Die Ursachenfindung der ausgeprägten Normalkraftabhängigkeit des dynamischen Reibungskoeffizienten muss Schwerpunkt in nachfolgenden Forschungsarbeiten sein. Hierzu sollte die Werkzeugoberfläche im Anschluss an die Reibungsbelastung mit Hilfe des Kontaktwinkelmessverfahrens nach OWENS & WENDT (1969) analysiert werden, da INOUE ET AL. (1990) den Zusammenhang zwischen dem Haftreibungskoeffizienten und der freien Oberflächenenergie zeigen.

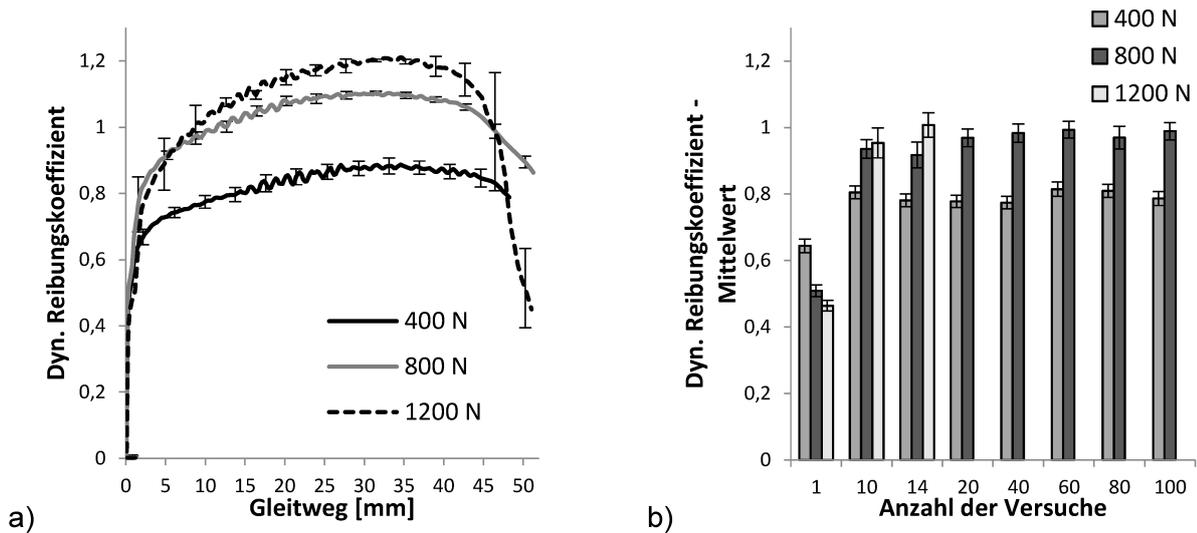


Abbildung 70: Einfluss der Normalkraft  $F_{N,DSZV}$  gegen unbeheizte und polierte Edelstahlflächen bei 23 °C auf den a) Verlauf des dynamischen Reibungskoeffizienten als Mittelwert aus den letzten 10 Wiederholungen dreier Versuchsreihen mit jeweils 100 Wiederholungen und b) Verlauf der Mittelwerte der dynamischen Reibungskoeffizienten über jeweils 100 Wiederholungen nach LENSKE ET AL. (2018)

Abbildung 71a zeigt den Einfluss der Normalkräfte auf den Verlauf des dynamischen Reibungskoeffizienten gegen beheizte und polierte Edelstahlwerkzeuge bei 60 °C als Mittelwert aus den letzten 10 Wiederholungen dreier Versuchsreihen mit jeweils 100 Wiederholungen (LENSKE ET AL., 2018). Alle drei Versuchsreihen streben nach 100 Wiederholungen einem konstanten Zustand entgegen (Abbildung 71b), allerdings zeigt sich wie bei den Doppelstreifenzugversuchen mit unbeheizten Edelstahlwerkzeugen bei 23 °C (Abbildung 70a und Abbildung 70b) eine ausgeprägt Normalkraftabhängigkeit des dynamischen Reibungskoeffizienten. Für 400 N Normallast bleibt der Verlauf des dynamischen Reibungskoeffizienten über dem Gleitweg konstant, ähnlich wie in Abbildung 67a für den Streifenzugversuch bei 60 °C. Mit zunehmender Normalkraft  $F_{N,DSZV}$  steigt der Verlauf des dynamischen Reibungskoeffizienten über dem Gleitweg jedoch signifikant an, ähnlich dem Verhalten in Abbildung 70a für unbeheizte Werkzeugoberflächen. HUTTEL & POST (2015) zeigen in ihren Versuchen, dass der Reibungskoeffizient mit steigendem Normaldruck bei beheizten Werkzeugen mit 90 °C zunimmt. Sie nehmen an, dass das Wasser in der Kartonprobe verdampft und als eine Art Schmiermittel wirkt. HUTTEL & POST (2015) spekulieren, dass mit steigendem Normaldruck mehr Wasser aus dem Karton verdrängt wird und damit auch der Reibungskoeffizient steigt. KLINGELHÖFFER & PROKSCH (1961) zeigen ein ähnliches Verhalten von Glanzpapieren. Mit zunehmender Luftfeuchtigkeit steigt der Reibungskoeffizient mit zunehmender Normallast. KLINGELHÖFFER & PROKSCH (1961) zeigen mit Hilfe ihres Messaufbaus, dass die Kontaktfläche zwischen den Reibpartnern durch die Kombination aus zunehmender Feuchte und Normallast überproportional zunimmt, wodurch der Reibungswiderstand steigt. Dieser Theorie steht allerdings das Verhalten des dynamischen Reibungskoeffizienten für beheizte Edelstahlflächen bei 60 °C und verschiedenen Normaldrücken innerhalb des

Streifenzugversuchs entgegen (Abbildung 67c). Der Einfluss der konstanten Normalbelastung im Vergleich zu der abnehmenden Normalbelastung im Streifenzugversuch könnte hierfür ursächlich sein. In folgenden Arbeiten sollte deswegen der Streifenzugversuch auch mit konstanten Normallasten durchgeführt werden.

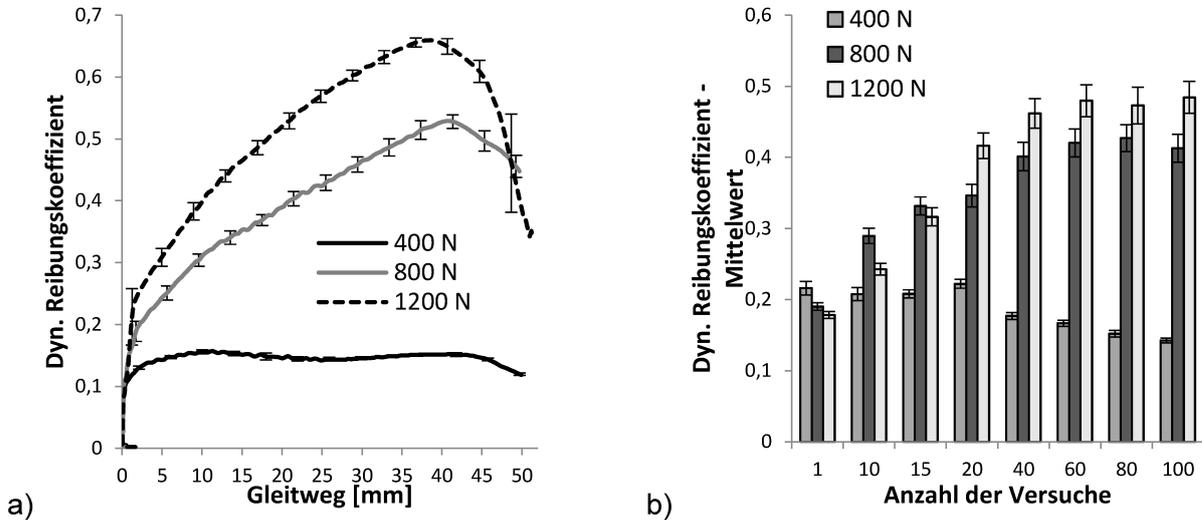


Abbildung 71: Einfluss der Normalkraft  $F_{N,DSZV}$  gegen beheizte und polierte Edelstahlflächen bei 60 °C auf den a) Verlauf des dynamischen Reibungskoeffizienten als Mittelwert aus den letzten 10 Wiederholungen dreier Versuchsreihen mit 100 Wiederholungen und b) Verlauf der Mittelwerte der dynamischen Reibungskoeffizienten über jeweils 100 Wiederholungen nach LENSKE ET AL. (2018)

Abbildung 72a zeigt den Einfluss der Normalkräfte auf den Verlauf des dynamischen Reibungskoeffizienten gegen beheizte und polierte Edelstahlwerkzeuge bei 120 °C als Mittelwert aus den letzten 10 Wiederholungen zweier Versuchsreihen mit jeweils 100 Wiederholungen (LENSKE ET AL., 2018). Zur Verbesserung der Übersichtlichkeit wurde der Verlauf des dynamischen Reibungskoeffizienten für 800 N Normallast nicht dargestellt. Abbildung 72b zeigt, dass alle drei Versuchsreihen nach 100 Wiederholungen ein ähnliches Niveau des Reibungskoeffizienten aufweisen. Demnach muss der physikalische Effekt der die Normalkraftabhängigkeit des Reibungskoeffizienten für unbeheizte (vgl. Abbildung 70a) bzw. beheizte (vgl. Abbildung 71a) Edelstahlflächen verursacht ebenfalls temperaturabhängig sein. SHAW (1917) zeigt, dass die meisten Festkörper ihren Platz in der triboelektrischen Reihe oberhalb einer bestimmten kritischen Temperatur ändern, die für jedes Material spezifisch ist. Shaw beschreibt die Oberfläche in ihrem neuen Zustand als abnormal.

BACK (1991) zeigt ähnliche Ergebnisse für drei verschiedene Halbzeuge und Temperaturniveaus. Der dynamische Reibungskoeffizient bei BACK (1991) ist bei 60 °C höher als bei 120 °C.

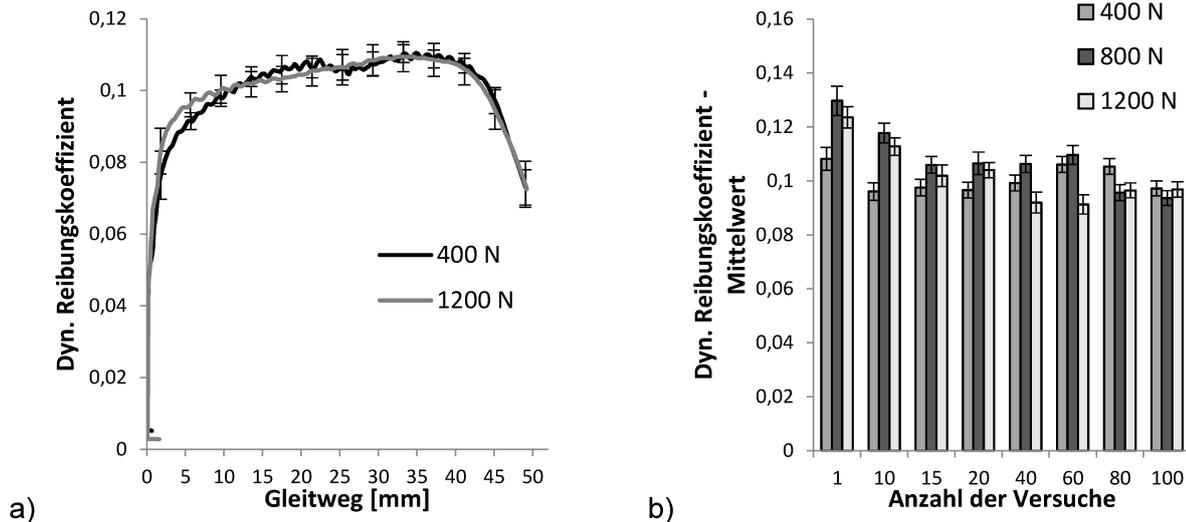


Abbildung 72: Einfluss der Normalkraft  $F_{N,DSZV}$  gegen beheizte und polierte Edelstahloberflächen bei 120 °C auf den a) Verlauf des dynamischen Reibungskoeffizienten als Mittelwert aus den letzten 10 Wiederholungen zweier Versuchsreihen mit 100 Wiederholungen und b) Verlauf der Mittelwerte der dynamischen Reibungskoeffizienten über jeweils 100 Wiederholungen nach LENSKE ET AL. (2018)

Den Einfluss der partiell mit PTFE-Folie präparierten Edelstahlwerkzeuge (vgl. Abbildung 69b) auf den Verlauf der dynamischen Reibungskoeffizienten für unbeheizte Werkzeuge bei 23 °C und den Normalkraftniveaus aus Tabelle 9 zeigt Abbildung 73a (LENSKE ET AL., 2022). Zur Verbesserung der Übersichtlichkeit wurde der Verlauf des dynamischen Reibungskoeffizienten für 800 N Normallast nicht dargestellt. Der dynamische Reibungskoeffizient bis 25 mm Gleitweg, also dem Bereich der vollständig mit PTFE-Folie bedeckt ist, ist vergleichbar mit den Ergebnissen des Streifenzugversuchs gegen unbeheizte PTFE-Folie bei 23 °C (vgl. Abbildung 68a). Die ausgeprägte Normalkraftabhängigkeit des dynamischen Reibungskoeffizienten gegen unbeheizte Edelstahlwerkzeuge (vgl. Abbildung 70a) kann nicht beobachtet werden, ähnlich zu den Ergebnissen aus Abbildung 68b. Nachdem der Halbzeugzuschnitt den Bereich der PTFE-Folie verlässt und in den Bereich der polierten Edelstahloberfläche übergeht, nimmt der dynamische Reibungskoeffizient signifikant ab, bleibt aber über den restlichen Gleitweg nahezu konstant. Abbildung 73b zeigt den Mittelwert des dynamischen Reibungskoeffizienten für einzelne, ausgewählte Versuche innerhalb jeder Versuchsreihe. Um den Einfluss der polierten Edelstahloberfläche auf den dynamischen Reibungskoeffizienten über der Anzahl an Versuchen darzustellen, wurden die Mittelwerte der dynamischen Reibungskoeffizienten nur aus dem Bereich zwischen 25 mm und 50 mm Gleitweg gebildet. Selbst nach 100 Versuchen bleiben die Mittelwerte des dynamischen Reibungskoeffizienten für alle Normalkraftniveaus konstant und nahezu gleich. Die Normalkraftabhängigkeit des dynamischen Reibungskoeffizienten gegen unbeheizte Edelstahlwerkzeugen bei 23 °C (vgl. Abbildung 70a) könnte demnach hauptsächlich durch eine wachsende Adhäsionskraftkomponente verursacht werden. Mit zunehmender Normalkraft vergrößerte sich die reale Kontaktfläche zwischen beiden Reibpartnern (TABOR, 1981). Bei einer größeren realen Kontaktfläche können wahrscheinlich mehr

Wasserstoffbrückenbindungen gebildet werden, was zu einem höheren Reibungswiderstand führt. Außerdem muss die Übertragung der elektrostatischen Ladung unmittelbar erfolgen, wenn sich beide Oberflächen berühren, wodurch der Übergangseffekt zwischen PTFE-Folie und Edelstahloberfläche erklärt werden könnte. Die Vertrauenswürdigkeit der Ergebnisse wird außerdem durch das konstante Niveau der Stempelkraftverläufe über 50 Versuche gegen partiell mit PTFE-Folie präparierte Umformwerkzeuge (vgl. Abbildung 49 und Abbildung 50) in Abschnitt 5.1.4 unterstützt. Durch den Übergangseffekt von PTFE-Folie auf polierten Edelstahl könnten Ziehbüchsen in Zukunft nur noch im Flanschbereich unterhalb des Faltenhalters beschichtet werden, um den Reibungswiderstand über den gesamten Stempelweg kontrollieren zu können.

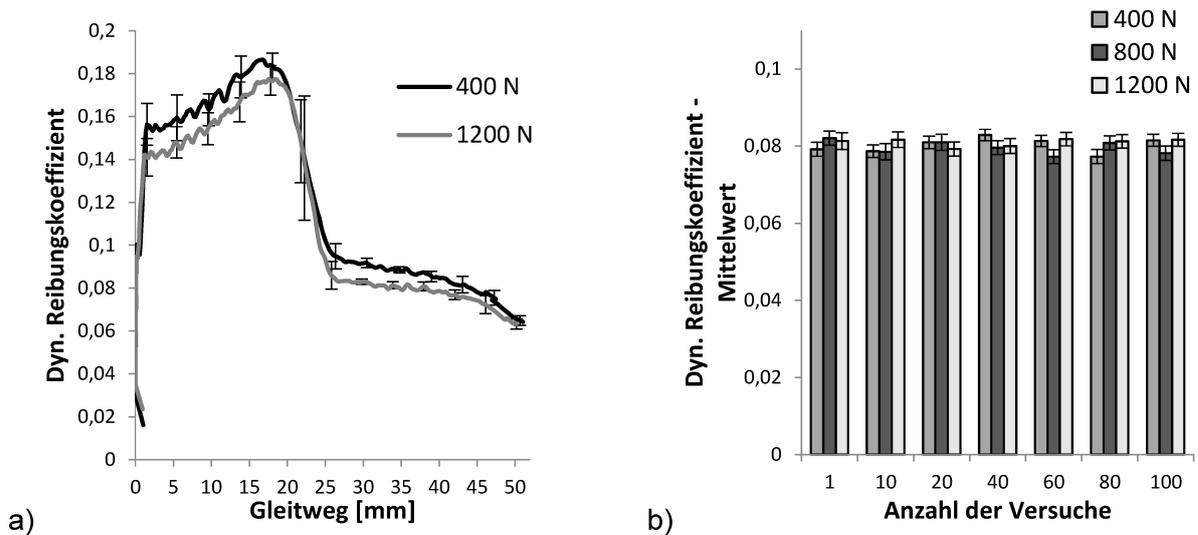


Abbildung 73: Einfluss der konstanten Normalkraft  $F_{N,DSZV}$  bei 23 °C a) auf den Verlauf des dynamischen Reibungskoeffizienten beim Übergang von PTFE-Folie auf polierten Edelstahl und b) auf die Mittelwerte des dynamischen Reibungskoeffizienten nach dem Übergang von PTFE-Folie auf poliertem Edelstahl nach LENSKE ET AL. (2022)

Den Einfluss der Werkzeugtemperatur bei einer konstanten Normalkraft von 400 N auf den Verlauf des dynamischen Reibungskoeffizienten gegen partiell mit PTFE-Folie präparierte Edelstahlwerkzeuge zeigt Abbildung 74a. Der Verlauf des dynamischen Reibungskoeffizienten bis 25 mm Gleitweg und 60 °C ist vergleichbar mit den Ergebnissen aus Abschnitt 5.3.1, Abbildung 68a, für den Streifenzugversuch gegen PTFE-Folie. Nach dem Übergang von der PTFE-Folie auf den Bereich der polierten Edelstahloberfläche sinkt der dynamische Reibungskoeffizient mit zunehmender Werkzeugtemperatur weiter ab. Ähnlich zu den Ergebnissen aus Abbildung 73b zeigen auch die beheizten Werkzeuge keine Normalkraftabhängigkeit des dynamischen Reibungskoeffizienten für den Bereich zwischen 25 mm und 50 mm Gleitweg (Abbildung 74b). Bei 120 °C wurde die PTFE-Folie für alle Normallastniveaus außer 400 N sofort abgeschert, weshalb hierfür keine Ergebnisse wiedergegeben werden können. Im nachfolgenden Arbeiten müssen deshalb permanente Beschichtungen anstelle der selbstklebenden PTFE-Folie eingesetzt werden.

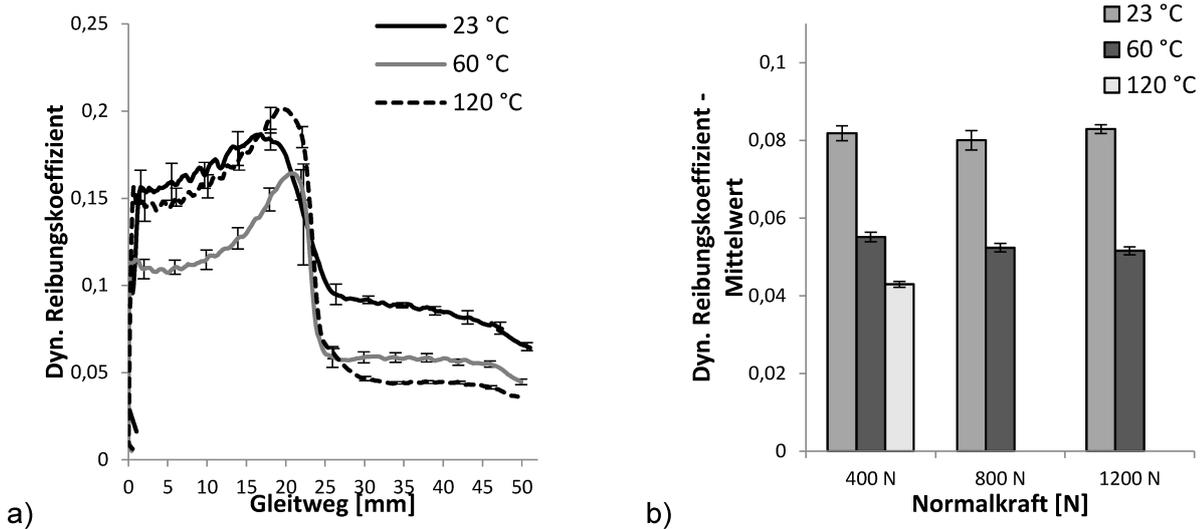


Abbildung 74: a) Einfluss der Werkzeugtemperatur bei einer Normalkraft  $F_{N,DSZV}$  von 400 N gegen polierte Edelstahloberflächen auf den Verlauf des dynamischen Reibungskoeffizienten als Mittelwert aus den letzten 10 Wiederholungen dreier Versuchsreihen mit 100 Wiederholungen und b) Einfluss der Normalkraft und der Werkzeugtemperatur auf den Verlauf der Mittelwerte der dynamischen Reibungskoeffizienten über jeweils 100 Wiederholungen

### 5.3.3 Validierungsversuch zum Streifen- und Doppelstreifenzugversuch

Zur Validierung des Streifenzugversuchs und Doppelstreifenzugversuchs müssen die Ergebnisse aus Abschnitt 5.3.1 und 5.3.2 mit den Reibungskraftanteilen aus dem Tiefziehversuch mit unmittelbarer Kompression (vgl. Abbildung 5a) verglichen werden. Hierzu wird der Tiefziehversuch ohne unmittelbare Kompression und Faltenbildung (Abbildung 75a), im Folgenden abgekürzt als Tiefziehvariante 3, eingeführt (LENSKE ET AL., 2022). Tiefziehvariante 3 übernimmt die Modifikationen bezüglich der Werkzeuggeometrie und des Halbzeugzuschnitts aus Abschnitt 5.2.2 (vgl. Tabelle 6). Zusätzlich bringt der Faltenhalter einen definierten Normaldruck  $p_{N,FH}$  auf den modifizierten Halbzeugzuschnitt auf, wodurch neben den Biegekräften  $F_{B,ZSK,3}$  ( $s_{ZS}$ ),  $F_{B,EK,3}$  ( $s_{ZS}$ ) und  $F_{B,RB,3}$  ( $s_{ZS}$ ) (Abbildung 75b), auch die Reibungskräfte im Bereich des Faltenhalters  $F_{R,FH,3}$  ( $s_{ZS}$ ), der Ziehbüchsenstirnfläche  $F_{R,ZB,3}$  ( $s_{ZS}$ ) und der Einlaufkante in die Ziehbüchse  $F_{R,EK,3}$  ( $s_{ZS}$ ) induziert werden (Abbildung 75a). Tiefziehvariante 3 wird mit den Parameterniveaus durchgeführt wie sie in Tabelle 4 für den Referenzversuch zusammengefasst sind. Die Faltenhalterdruckniveaus werden zusätzlich um den Faltenhalterdruck 0,4 MPa erweitert (vgl. Abschnitt 5.3.1, Tabelle 8). Aufgrund der Normkraftabhängigkeit des dynamischen Reibungskoeffizienten gegen polierte Edelstahloberflächen, wird Tiefziehvariante 3 ausschließlich mit Umformwerkzeugen durchgeführt, die mit PTFE-Folie, ähnlich den Referenzversuchen aus Abschnitt 5.1 (vgl. Abbildung 48), präpariert wurden. Entsprechend kann die Anzahl der Versuche innerhalb einer Versuchsreihe für Tiefziehvariante 3 auf 10 aufeinander folgende Einzelversuche mit jeweils gleichen Parametereinstellungen beschränkt werden.

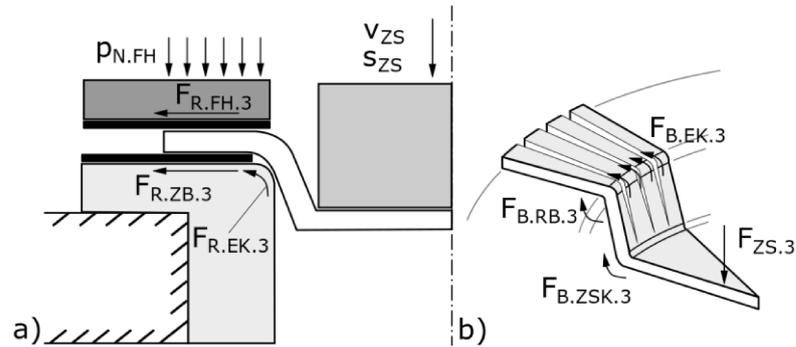


Abbildung 75: Schematische Darstellung von a) Tiefziehvariante 3 sowie aller aktiven Reibungskraftkomponenten und b) aller aktiven Biegekraftkomponenten während Tiefziehvariante 3 nach LENSKE ET AL. (2022)

Um den Stempelkraftverlauf  $F_{ZS.3}$  ( $s_{ZS}$ ) aus Tiefziehvariante 3 mit den Ergebnissen des Streifenzugversuchs und des Doppelstreifenzugversuchs zu vergleichen wird das empirische Modell aus Abschnitt 5.2.2 erweitert. Das empirische Modell gilt nur innerhalb der Bewegung des modifizierten Halbzeugzuschnitts im Bereich unterhalb des Faltenhalters  $s_{HZ.FH}$ . Zur Berechnung der Biegekraftkomponenten  $F_{B.PK.3}$  ( $s_{HZ.FH}$ ) für Tiefziehvariante 3 kann Gl. 14 aus Abschnitt 5.2.2 genutzt werden, da die Reibungskraftkomponenten innerhalb von Tiefziehvariante 3 keinen Einfluss auf die Biegekraftkomponenten haben.

$$F_{B.PK.3}(s_{HZ.FH}) = F_{PK.2}(s_{HZ.FH}) \quad \text{Gl. 15}$$

Die Reibungskraftanteile ergeben sich nach AMONTONS (1699) aus dem Produkt aus dynamischen Reibungskoeffizient  $\mu$  und der Normalkraft  $F_N$  bzw. dem Normaldruck  $p_N$  bezogen auf eine definierte Fläche  $A$ . Zur Modellierung der Prozesskräfte  $F_{R.FH.3}$  ( $s_{ZS.3}$ ) und  $F_{R.ZB.3}$  ( $s_{ZS.3}$ ) wird eine logarithmische Trendlinie aus den Ergebnissen des Streifenzugversuchs aus Abbildung 68a abgeleitet (Abbildung 76a). Die Wirkfläche unterhalb des Faltenhalters entspricht einem Kreisring, der mit fortlaufendem Stempelweg abnimmt, bis der modifizierte Halbzeugzuschnitt nach 25 mm vollständig in die Ziehbohrung eingezogen wird. Nach den Herstellerangaben besteht Trayforma Natura aus drei Lagen Frischfasermaterial, wobei die äußeren Lagen laut dem Datenblatt (siehe Anhang) gleich sind. Für die empirische Modellbildung wird daher angenommen, dass  $F_{R.FH.3}$  ( $s_{ZS.3}$ ) und  $F_{R.ZB.3}$  ( $s_{ZS.3}$ ) gleich sind.

$$F_{R.FH.3}(s_{HZ.FH}) = \mu_{SZV}(s_{SZV}) \cdot p_{N.FH} \cdot \pi \cdot ((r_{HZ.TZV} - s_{HZ.FH})^2 - (r_{ZB} + R_{EK})^2) \quad \text{Gl. 16}$$

$$F_{R.ZB.3}(s_{HZ.FH}) = \mu_{SZV}(s_{SZV}) \cdot p_{N.FH} \cdot \pi \cdot ((r_{HZ.TZV} - s_{HZ.FH})^2 - (r_{ZB} + R_{EK})^2) \quad \text{Gl. 17}$$

Mit Hilfe der Euler-Eytelwein-Formel (HAUPTMANN, 2010) wird die Reibungskraft um die Einlaufkante in die Ziehbohrungeninnenkontur  $F_{R.EK.3}$  ( $s_{ZS}$ ) berechnet. Hierzu wird eine Trendlinie aus den Ergebnissen des Doppelstreifenzugversuchs bei 400 N konstanter Normalkraft aus

Abbildung 74a abgeleitet. Die Einlaufkante in die Ziehbüchseninnenkontur kann nicht mit PTFE-Folie bedeckt werden, weshalb für das empirische Modell nur der Bereich des dynamischen Reibungskoeffizienten aus dem Doppelstreifenzug genutzt wird, der gegen polierten Edelstahl nach 25 Millimeter Gleitweg erfasst wurde. Ein Polynom 2. Grades beschreibt die resultierende Trendlinie ausreichend genau (Abbildung 76a). Die Haltekraft  $F_{Halte.3}(s_{HZ.FH})$  wird aus der Summe der Reibungskraftkomponenten  $F_{R.FH.3}(s_{HZ.FH})$  und  $F_{R.ZB.3}(s_{HZ.FH})$  gebildet.

$$F_{R.EK.3}(s_{HZ.FH}) = \left( e^{\mu_{DSZV}(s_{DSZV}) \cdot \arctan\left(\frac{s_{HZ.FH}}{(r_{ZB} - r_{ZS.1})}\right)} \right) \cdot F_{Halte.3}(s_{HZ.FH}) \quad \text{Gl. 18}$$

$$F_{Halte.3}(s_{HZ.FH}) = F_{R.FH.3}(s_{HZ.FH}) + F_{R.ZB.3}(s_{HZ.FH}) \quad \text{Gl. 19}$$

Zur Berechnung der Reibungskraftkomponenten  $F_{R.PK.3}(s_{HZ.FH})$  für Tiefziehvariante 3 wird die Summe aus Gl. 16, Gl. 17 und Gl. 18 gebildet.

$$F_{R.PK.3}(s_{HZ.FH}) = F_{R.FH.3}(s_{HZ.FH}) + F_{R.ZB.3}(s_{HZ.FH}) + F_{R.EK.3}(s_{HZ.FH}) \quad \text{Gl. 20}$$

Das empirische Modell für alle aktiven Prozesskraftkomponenten  $F_{PK.3}(s_{HZ.FH})$ , die während Tiefziehvariante 3 aktiv sind, ergibt sich aus der Summe der Biegungs- und Reibungskraftkomponenten aus Gl. 15 und Gl. 20.

$$F_{PK.3}(s_{HZ.FH}) = F_{B.PK.3}(s_{HZ.FH}) + F_{R.PK.3}(s_{HZ.FH}) \quad \text{Gl. 21}$$

Abbildung 76b zeigt den Ziehstempelkraftverlauf  $F_{ZS.3}(s_{ZS})$  für Tiefziehvariante 3 bei 23 °C Werkzeugtemperatur und drei Faltenhalterdruckniveaus. Die Stempelkraftkurve steigt bis zu einem globalen Maximum bei ca. 5 Millimeter Stempelweg und nimmt danach stetig ab bis der Halbzeugzuschnitt nach 28 mm vollständig in die Ziehbüchse eingezogen wurde, obwohl die Zargenhöhe auf 25 mm ausgelegt ist. HAUPTMANN (2010) beschreibt eine Streckung der Ziehhöhe des Ziehteils unter der Belastung des kraftgeregelten Faltenhalters, wobei der Halbzeugzuschnitt vermutlich länger unter dem Faltenhalter gehalten wird. Die auftretende Dehnung der Zargenwand wird innerhalb der empirischen Modellierung nur indirekt berücksichtigt, indem der Stempelkraftverlauf 25 Millimeter rückwirkend von der Stelle betrachtet wird, an der die Stempelkraft vollständig abgesunken ist. Demnach zeigt Abbildung 76c den Vergleich zwischen dem Ziehstempelkraftverlauf  $F_{ZS.3}(s_{ZS})$ , bereinigt von der Dehnung durch den Faltenhalter, und dem empirischen Modell aller aktiven Prozesskräfte  $F_{PK.3}(s_{HZ.FH})$  nach Gl. 21. Unter den beschriebenen Randbedingungen sind die rekonstruierten Stempelkraftkurven für alle drei Faltenhalterdrücke und unbeheizten Werkzeugen bei 23 °C nahezu identisch mit den gemessenen Ziehstempelkraftkurven. Demnach müssen die Ergebnisse der Streifenzugversuche und der Doppelstreifenzugversuche, sowie die mathematische Beschreibung der Prozesskräfte innerhalb des empirischen Modells hinreichend genau sein.

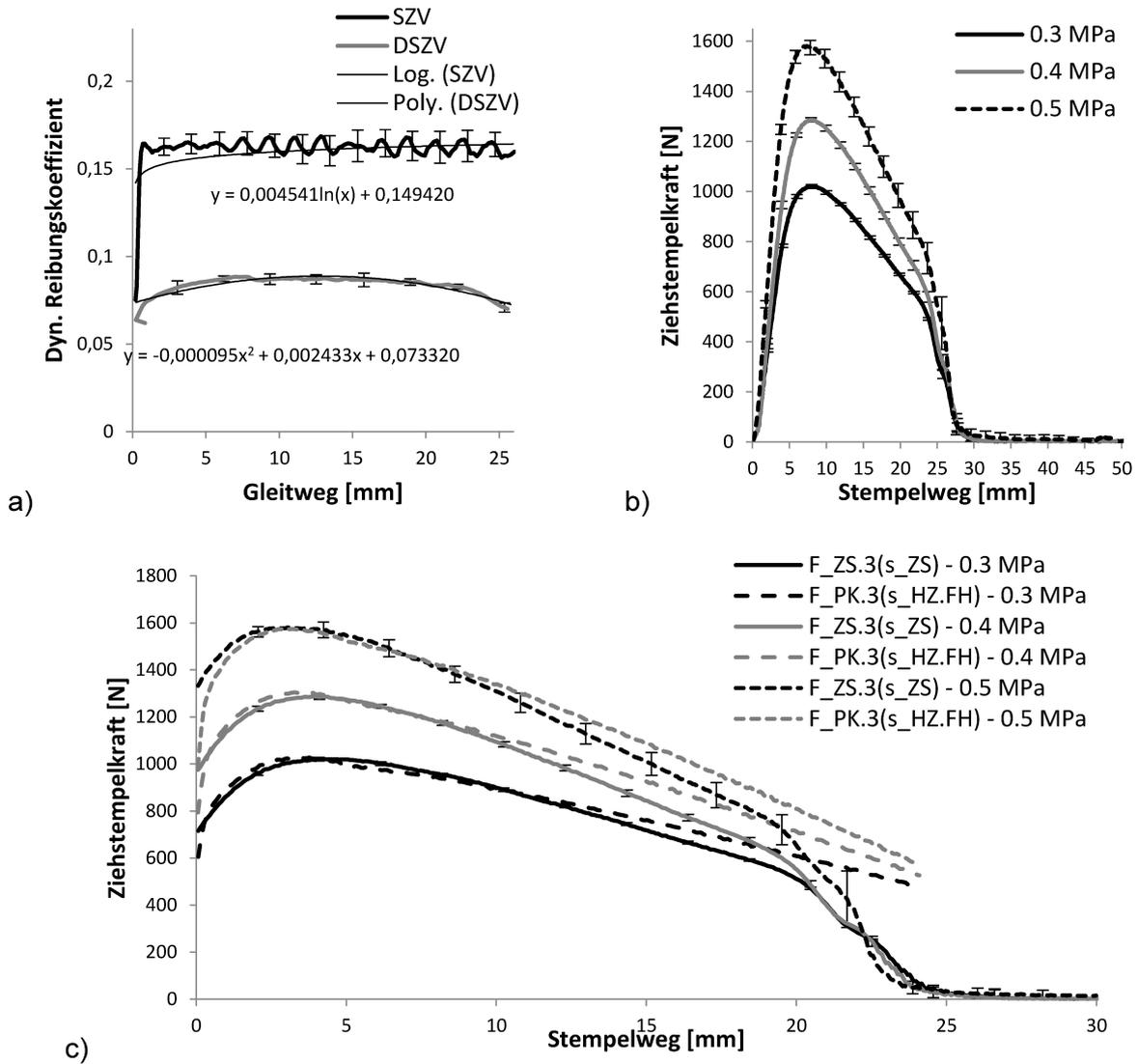


Abbildung 76: a) Verlauf der dynamischen Reibungskoeffizienten aus dem Streifenzugversuch und Doppelstreifenzugversuch für 0,3 MPa bzw. 400 N und 23 °C sowie die zugehörigen Trendlinien; b) Ziehstempelkraftverlauf  $F_{ZS.3}$  ( $s_{ZS}$ ) bei 23 °C für drei Faltenhalterdruckniveaus; c) Vergleich zwischen dem angepassten Ziehstempelkraftprofil  $F_{ZS.3}$  ( $s_{ZS}$ ) und dem empirischen Modell der Prozesskräfte  $F_{PK.3}$  ( $s_{HZ.FH}$ ) bei 23 °C und drei Faltenhalterdruckniveaus nach LENSKE ET AL. (2022)

Abbildung 77a zeigt die Ergebnisse des Streifenzugversuchs und Doppelstreifenzugversuchs inklusive der zugehörigen Trendlinien für beheizte Werkzeuge bei 60 °C. Die Trendlinie zur mathematischen Beschreibung des dynamischen Reibungskoeffizienten im Streifenzugversuch wird hier als Polynom 4. Grades angenommen um den, im Vergleich zu Abbildung 76a, veränderten Kurvenverlauf besser abzubilden. Die Trendlinie für den dynamischen Reibungskoeffizienten im Doppelstreifenzugversuch bleibt ein Polynom 2. Grades. Der Vergleich zwischen dem Ziehstempelkraftverlauf  $F_{ZS.3}$  ( $s_{ZS}$ ) und der Summe der rekonstruierten Prozesskräfte  $F_{PK.3}$  ( $s_{HZ.FH}$ ) für beheizte Werkzeuge bei 60 °C und drei Faltenhalterdruckniveaus ist in Abbildung 77b dargestellt.

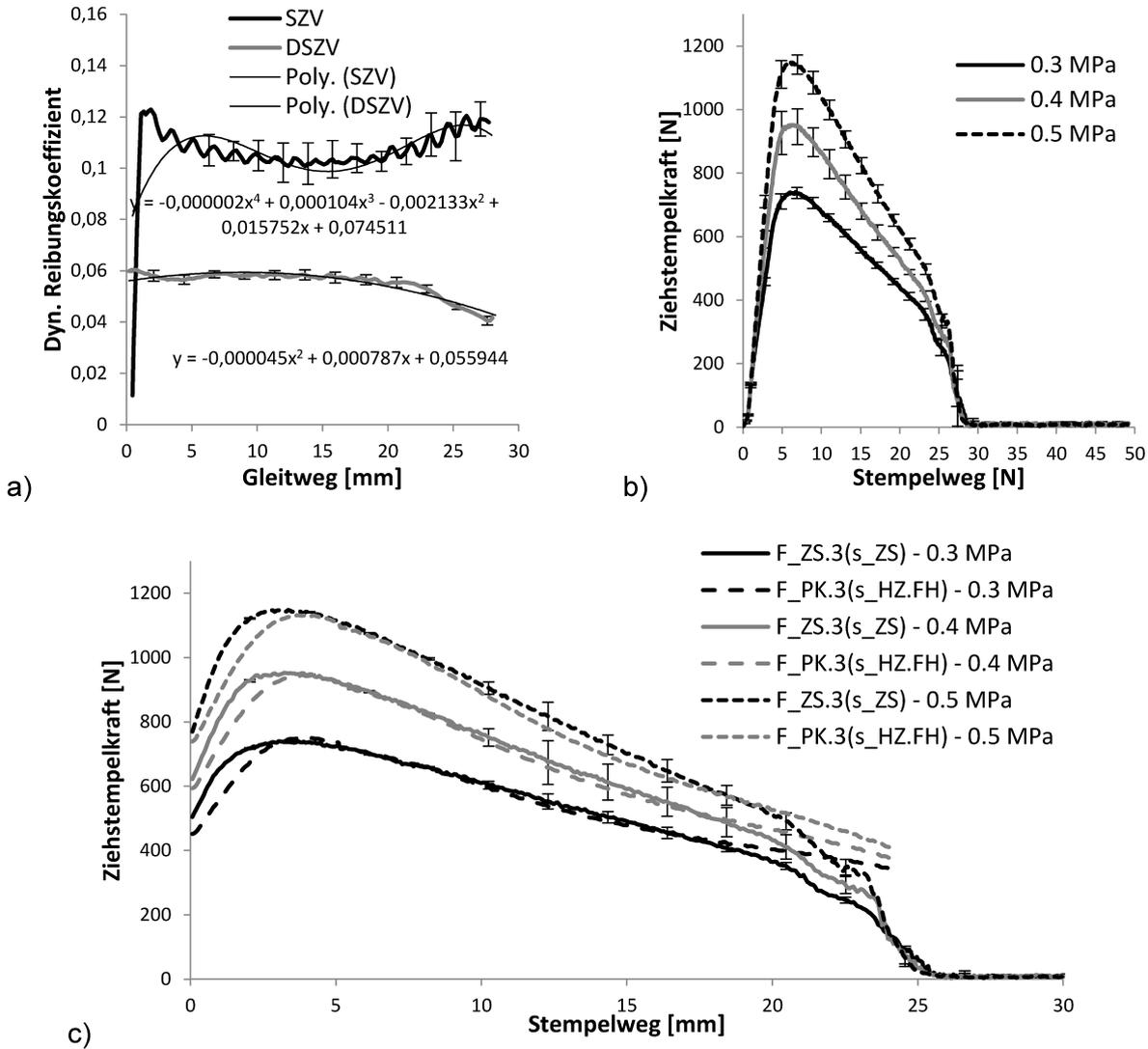


Abbildung 77: a) Verlauf der dynamischen Reibungskoeffizienten aus dem Streifenzugversuch und Doppelstreifenzugversuch für 0,3 MPa bzw. 400 N und 60 °C sowie die zugehörigen Trendlinien; b) Ziehstempelkraftverlauf  $F_{ZS.3}(s_{ZS})$  bei 60 °C für drei Faltenhalterdruckniveaus; c) Vergleich zwischen dem angepassten Ziehstempelkraftprofil  $F_{ZS.3}(s_{ZS})$  und dem empirischen Modell der Prozesskräfte  $F_{PK.3}(s_{HZ.FH})$  bei 60 °C und drei Faltenhalterdruckniveaus

Für die Modellierung von  $F_{PK.3}(s_{HZ.FH})$  für beheizte Werkzeuge bei 120 °C wurden die Trendlinien in Abbildung 78a für den Streifen- bzw. Doppelstreifenzugversuch genutzt. Den Vergleich zwischen dem Ziehstempelkraftverlauf  $F_{ZS.3}(s_{ZS})$  und den rekonstruierten Prozesskräften  $F_{PK.3}(s_{HZ.FH})$  zeigt Abbildung 78b für beheizte Werkzeuge bei 120 °C und drei Faltenhalterdruckniveaus.

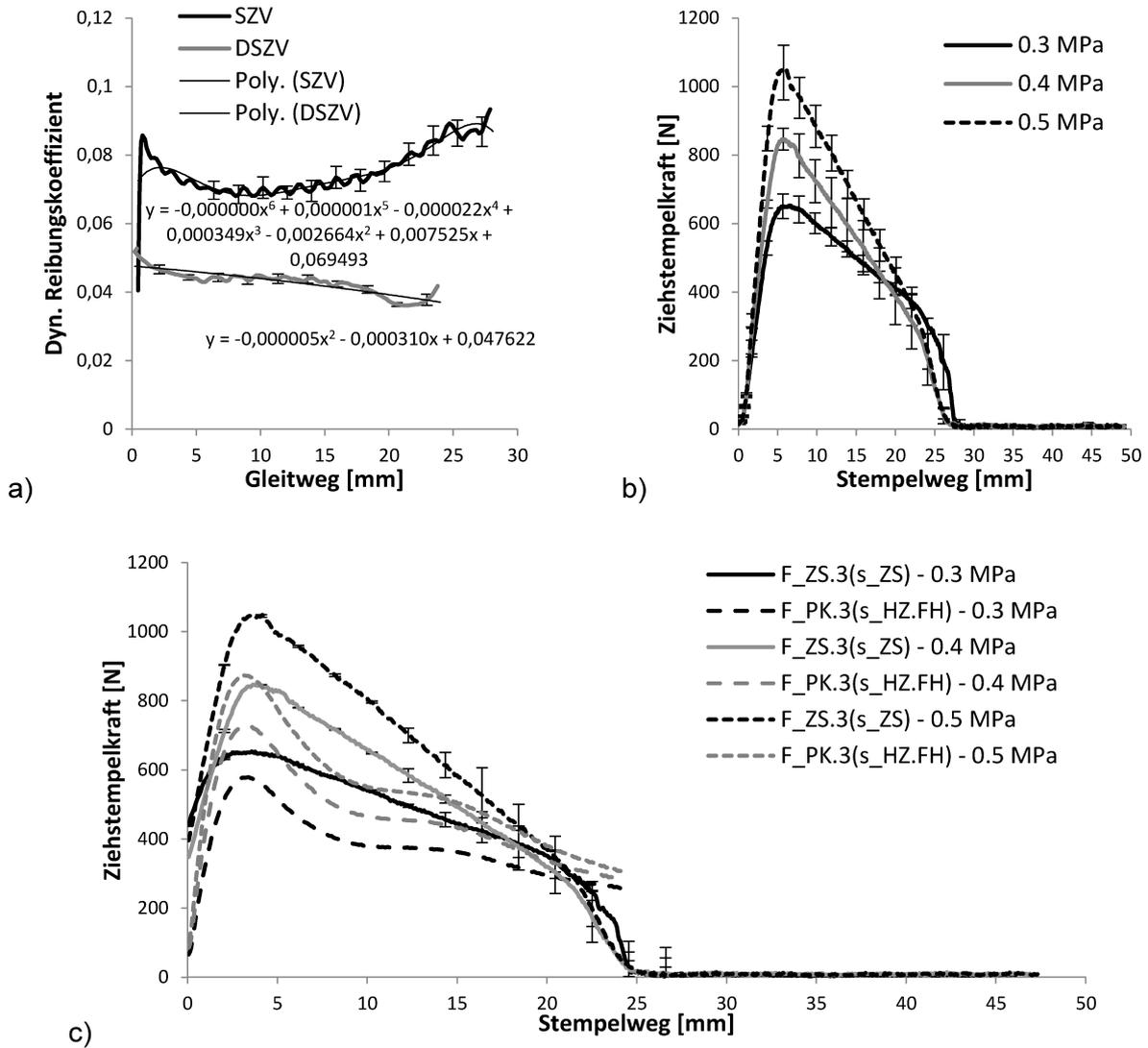


Abbildung 78: a) Verlauf der dynamischen Reibungskoeffizienten aus dem Streifenzugversuch und Doppelstreifenzugversuch für 0,3 MPa bzw. 400 N und 120 °C sowie die zugehörigen Trendlinien; b) Ziehstempelkraftverlauf  $F_{ZS.3}(s_{ZS})$  bei 120 °C für drei Faltenhalterdruckniveaus; c) Vergleich zwischen dem angepassten Ziehstempelkraftprofil  $F_{ZS.3}(s_{ZS})$  und dem empirischen Modell der Prozesskräfte  $F_{PK.3}(s_{HZ.FH})$  bei 120 °C und drei Faltenhalterdruckniveaus

Zur betragsmäßigen Kontrolle des rekonstruierten Ziehstempelkraftverlaufs im Vergleich zum gemessenen Ziehstempelkraftverlauf sind in Tabelle 10 die globalen Maxima der jeweiligen Kurvenverläufe gegenübergestellt. Die jeweilige Differenz gibt die prozentuale Abweichung der rekonstruierten Werte von den gemessenen Werten an. Hiermit kann beispielsweise auch der maximale Kraftbedarf der Antriebstechnik für den Stempel abgeschätzt werden, wodurch die Auslegung einer neuen Maschinengeneration für den Tiefziehprozess erleichtert wird.

Die Summe der aktiven Prozesskräfte  $F_{PK.3}(s_{HZ.FH})$  gleicht dem gemessenen Ziehstempelkraftverlauf  $F_{ZS.3}(s_{ZS})$  für die Temperaturstufen 23 °C und 60 °C, sowie allen drei untersuchten Faltenhalterdruckniveaus im qualitativen und quantitativen Kurvenverlauf, sowie

den globalen Maxima nahezu exakt. Damit kann die empirische Modellbildung in diesem Abschnitt als zielführend betrachtet werden. Außerdem scheinen die Annahmen aus den Ersatzversuchen ebenfalls zutreffend zu sein.

Bei 120 °C weisen die rekonstruierten und gemessenen Ziehstempelkraftkurven deutliche Abweichungen auf (vgl. Tabelle 10). Die Positionierung der Halbzeugzuschnitte erfolgt sowohl in Tiefziehvariante 3 als auch in den verschiedenen Ersatzversuchen manuell. Anschließend muss der Automatikzyklus des jeweiligen Versuchs zusätzlich manuell ausgelöst werden. Die Kontaktzeit zwischen Halbzeugzuschnitt und beheizten Werkzeugen ist hierdurch kaum zu kontrollieren, wodurch Abweichungen zwischen den gemessenen Stempelkraftkurven und rekonstruierten Modellkurven mit steigender Werkzeugtemperatur zunehmen. Eine Lösung hierfür wäre die Einführung eines Zeitprotokolls, das den Kontakt des Halbzeugzuschnitts mit den Werkzeugoberflächen dokumentiert. Außerdem sollte die Bestückung der jeweiligen Versuche mit den entsprechenden Halbzeugzuschnitten automatisiert erfolgen.

Tabelle 10: Vergleich der rekonstruierten und gemessenen globalen Maxima der Stempelkraftkurve sowie deren prozentuale Abweichung voneinander

Temperatur	Faltenhalterdruck	Max. $F_{PK,3} (s_{HZ,FH})$	Max. $F_{ZS,3} (s_{ZS})$	Differenz
23 °C	0,3 MPa	1027,2 N	1028,6 N	0,13 %
	0,4 MPa	1304,1 N	1292,7 N	-0,88 %
	0,5 MPa	1574,3 N	1547 N	-1,76 %
60 °C	0,3 MPa	751,7 N	744 N	-1,03 %
	0,4 MPa	945,5 N	956,7 N	1,17 %
	0,5 MPa	1132,8 N	1152,2 N	1,7 %
120 °C	0,3 MPa	578,6 N	679,3 N	14,8 %
	0,4 MPa	727,9 N	858,8 N	15,2 %
	0,5 MPa	873,4 N	1066,6 N	18,1 %

## 5.4 STAUCHUNG IN BLATTEBENE

### 5.4.1 Stauchungsversuch; Biege- und Reibversuche

Der Stauchungsversuch wird wie in Abschnitt 4.1.3 beschrieben durchgeführt (vgl. Abbildung 27). Hierbei wird die Gesamtkraft am Stauchungsblech  $F_{\text{Ges.STV}}$  ( $s_{\text{STV}}$ ), die Stauchungskraft in Blattebene an der Kompressionsplatte  $F_{\text{St.STV}}$  ( $s_{\text{STV}}$ ) und die Reibkraft an Werkzeugplatte 2  $F_{\text{R.STV}}$  ( $s_{\text{STV}}$ ) dokumentiert und anschließend ausgewertet (Abbildung 79a).

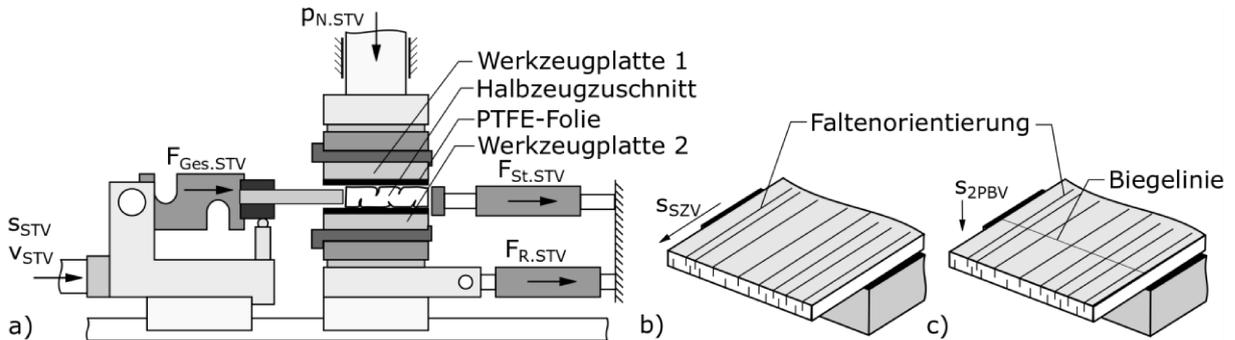


Abbildung 79: a) Schematische Darstellung des Stauchungsversuchs mit Werkzeugplatten vollständig präpariert mit PTFE-Folie; Schematische Darstellung der Orientierung des Faltenbildes in Relation zum Vorschub innerhalb des b) Streifenzugversuchs und c) 2-Punkt Biegeversuchs nach LENSKE ET AL. (2022)

Für die geometrischen Abmaße der Referenzversuche aus Tabelle 3 in Abschnitt 5.1.1, ergibt sich das Stauchungsverhältnis  $k_{\text{TZV}}$  ( $s_{\text{ZS}}$ ) aus Gl. 5 zu 0,31. Für den Stauchungsversuch wird das Stauchungsverhältnis  $k_{\text{STV}}$  ( $s_{\text{STV}}$ ) mit 0,5 angenommen. Bei einer Länge des Halbzeugzuschnitts  $l_{\text{HZ.STV}}$  von 42 mm, ergibt sich damit eine maximale Vorschubbewegung des Stauchungsblechs  $s_{\text{STV}}$  von 21 mm (Gl. 6). Die Materialstärke für das Stauchungsblech  $t_{\text{StB.STV}}$  wird mit 0,4 mm etwas geringer ausgewählt als die Materialstärke von Trayforma Natura 350 g/m<sup>2</sup>, das nach Herstellerangaben eine durchschnittliche Materialstärke von 0,465 mm aufzeigt. Die Normallast  $p_{\text{N.STV}}$  ( $s_{\text{STV}}$ ) durch Antrieb 1 und die Relativgeschwindigkeit  $v_{\text{STV}}$  des Stauchungsblechs orientieren sich an den Parametern, die für den Streifenzugversuch ausgewählt wurden (vgl. Tabelle 8). Die Ergebnisse aus Abschnitt 5.3.3 haben gezeigt, dass die Kontrolle des Zeitbereichs, in dem die Halbzeugzuschnitte im Kontakt mit den Werkzeugoberflächen sind, vor allem bei beheizten Werkzeugen einen wesentlichen Einfluss auf die Vergleichbarkeit zwischen den Ergebnissen der Ersatzversuche und denen der Validierungsversuche hat. Aus diesem Grund werden alle Ersatz- und Validierungsversuche innerhalb von Abschnitt 5.4 ausschließlich mit unbeheizten Werkzeugen bei 23 °C durchgeführt. Die Untersuchungen zum Reibungsverhalten von Trayforma Natura 350 g/m<sup>2</sup> in Abschnitt 5.3 haben außerdem gezeigt, dass die triboelektrische Aufladung einen wesentlichen Einfluss auf den dynamischen Reibungskoeffizienten gegen unbeheizten Edelstahlflächen hat. Um den Einfluss der Störgrößen auf die Messung der Stauchungskraft in Blattebene  $F_{\text{St.STV}}$  ( $s_{\text{STV}}$ ) so gering wie möglich zu halten, werden alle

Stauchungsversuche mit Werkzeugplatten durchgeführt, die vollständig mit PTFE-Folie bedeckt sind.

In der Konfiguration Stauchungsversuch mit breiten Werkzeugen (vgl. Abbildung 45) können Halbzeugzuschnitte hergestellt werden, die ein ausgeprägtes Faltenbild aufweisen und gleichzeitig die geometrischen Abmessungen besitzen, um in den anderen Ersatzversuchen eingesetzt zu werden. Zur Untersuchung des Einflusses der Faltenbildung auf den dynamischen Reibungskoeffizienten wird die Breite des Halbzeugzuschnitts  $b_{HZ,STV}$  entsprechend der Länge des Halbzeugzuschnitts  $l_{HZ,SZV}$  (vgl. Tabelle 8) ausgewählt. Die mit einem Faltenbild präparierten Halbzeugzuschnitte werden anschließend innerhalb des Streifenzugversuchs, wie in Abschnitt 5.3.1 beschrieben, untersucht. Die Orientierung der Falten in Relation zum Vorschub  $s_{SZV}$  zeigt Abbildung 79b. In Abschnitt 5.3 konnte nachgewiesen werden, dass der dynamische Reibungskoeffizient gegen PTFE-Folie bei Raumtemperatur unabhängig von der Normalbelastung ist, weshalb der Einfluss des Faltenbildes innerhalb des Doppelstreifenzugversuchs im Folgenden nicht betrachtet wird. Zur Untersuchung des Biegungsverhaltens von gestauchten Halbzeugzuschnitten wird eine Breite  $b_{HZ,STV}$  von 95 mm angenommen, entsprechend der Länge des Halbzeugzuschnitts  $l_{HZ,2PBV}$  aus Tabelle 5. Anschließend werden die mit dem Faltenbild präparierten Halbzeugzuschnitte innerhalb des 2-Punkt Biegeversuchs, wie in Abschnitt 5.2.1 beschrieben, untersucht. Die Orientierung der Falten in Relation zum Vorschub  $s_{2PBV}$  und der Biegelinie um Werkzeugplatte 2 zeigt Abbildung 79c. Innerhalb des Tiefziehprozesses verlaufen die Falten immer radial von der Mitte der Bodengeometrie zum Rand der Zarge. Aus diesem Grund muss die Biegelinie immer orthogonal zur Richtung der Faltenorientierung angeordnet werden. Ein Halbzeugzuschnitt, der im Stauchungsversuch in MD gestaucht wurde, wird im 2-Punkt Biegeversuch orthogonal zur Faltenorientierung, in CD belastet. Zur Berechnung des Biegegewiderstands  $W_{B,2PBV}$  ( $s_{2PBV}$ ) aus Gl. 8 wird zudem die ursprüngliche Länge des Halbzeugzuschnitts  $l_{HZ,STV}$  vor dem Stauchungsversuch genutzt. Die Anzahl der Versuche innerhalb einer Versuchsreihe für den Stauchungsversuch bzw. die Streifenzug- und 2-Punkt Biegeversuche mit gestauchten Halbzeugzuschnitt werden auf 10 aufeinander folgende Einzelversuche mit jeweils gleichen Parametereinstellungen beschränkt. Tabelle 11 fasst alle relevanten geometrischen Abmaße und Versuchsparameter des Stauchungsversuchs zusammen.

Tabelle 11: Geometrie und Parameter für den Stauchungsversuch

Breite Halbzeugzuschnitt $b_{HZ,STV}$	STV: 28 mm SZV: 45 mm 2PBV: 95 mm
Länge Halbzeugzuschnitt $l_{HZ,STV}$	42 mm
Max. Vorschub $s_{STV}$	21 mm
Normaldruck $p_{N,STV}$	0,3 MPa; 0,4 MPa; 0,5 MPa
Relativgeschwindigkeit $v_{STV}$	20 mm/s
Rel. Luftfeuchte/ Umgebungstemperatur	50 %/ 23 °C

Abbildung 80 zeigt den Verlauf der drei Kraftkurven  $F_{\text{Ges.STV}}$  ( $s_{\text{STV}}$ ),  $F_{\text{St.STV}}$  ( $s_{\text{STV}}$ ) und  $F_{\text{R.STV}}$  ( $s_{\text{STV}}$ ), die während des Stauchungsversuchs dokumentiert werden, als Mittelwert aus 10 aufeinanderfolgenden Versuchen mit einem Normaldruck  $p_{\text{N.STV}}$  von 0,3 MPa entlang der Hauptfaserrichtung des Halbzeugschnitts in MD (LENSKE ET AL., 2022). Zur Kontrolle, ob die Stauchungskraft in Blattebene  $F_{\text{St.STV}}$  ( $s_{\text{STV}}$ ) ohne eine Wechselwirkung zwischen dem Stauchungsblech und den Werkzeugplatten gemessen werden kann, wird die Differenz aus der Gesamtkraft am Stauchungsblech  $F_{\text{Ges.STV}}$  ( $s_{\text{STV}}$ ) und der doppelten Reibungskraft an Werkzeugplatte 2  $F_{\text{R.STV}}$  ( $s_{\text{STV}}$ ) gebildet. Die Validierung der beiden Ersatzversuche zur Untersuchung des Reibungsverhaltens in Abschnitt 5.3.3 hat gezeigt, dass Trayforma Natura 350 g/m<sup>2</sup> keine Zweiseitigkeit aufweist. Demnach muss die Reibungskraft  $F_{\text{R.STV}}$  ( $s_{\text{STV}}$ ) identisch mit dem Reibungswiderstand an Werkzeugplatte 2 sein. Der berechnete Differenzbetrag  $F_{\text{Diff.STV}}$  ( $s_{\text{STV}}$ ) ist qualitativ und quantitativ nahezu gleich zu der dokumentierten Stauchungskraft  $F_{\text{St.STV}}$  ( $s_{\text{STV}}$ ), weshalb davon ausgegangen werden kann, dass zwischen Stauchungsblech und Werkzeugplatte keine Relativbewegung oder Reibungskraft entsteht.

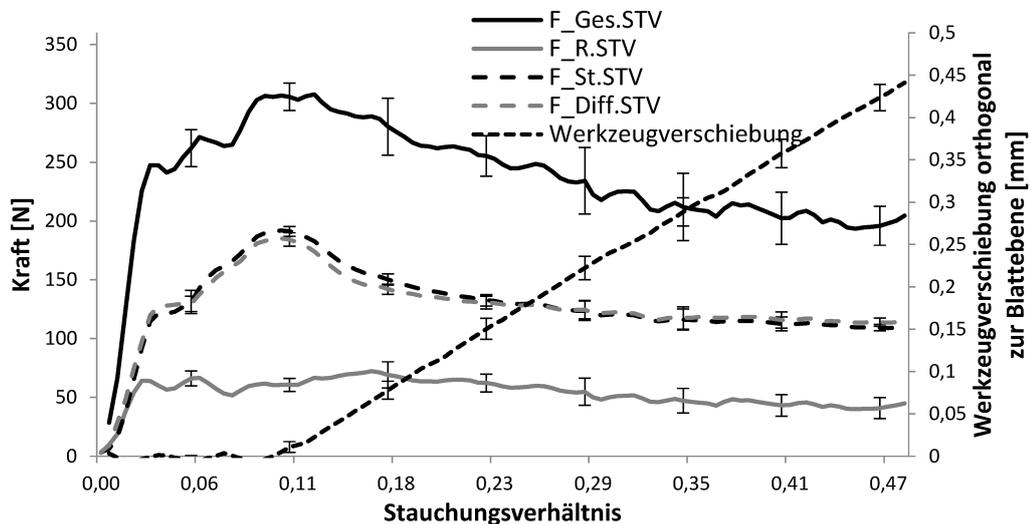


Abbildung 80: Verlauf der gemessenen und berechneten Kraft- und Wegverläufe innerhalb des Stauchungsversuchs für 0,3 MPa Normaldruck entlang der Hauptfaserrichtung in MD nach LENSKE ET AL. (2022)

Die Stauchungskraft in Blattebene  $F_{\text{St.STV}}$  ( $s_{\text{STV}}$ ) nimmt zu Beginn des Stauchungsversuchs bis zu einem globalen Maximum stetig zu, und fällt anschließend auf ein nahezu konstantes Plateau ab. Das globale Maximum markiert vermutlich den Punkt, an dem das Kompressionsvermögen der Faserstruktur des Halbzeugs in Blattebene erschöpft ist und sich anschließend erste Falten bilden, wie in HAUPTMANN ET AL. (2015) beschrieben. Diese Annahme wird durch Auswertung der Position von Antrieb 1 bestärkt. Durch die Akkumulation des Halbzeugs in Blattebene entsteht eine zunehmende Gegenkraft gegen den Normaldruck  $p_{\text{N.STV}}$  ( $s_{\text{STV}}$ ) durch Antrieb 1. Die Kraftregelung durch Antrieb 1 basiert auf dem Messsignal des Kraftsensors innerhalb des Normalkraftmoduls (vgl. Abbildung 36). Wenn das Messsignal von dem SOLL-Wert der Kraftregelung abweicht, reagiert der Antrieb, indem er dem Ursprung der Gegenkraft, also die Materialakkumulation, ausweicht. Durch diese Ausweichbewegung kann der Normaldruck  $p_{\text{N.STV}}$  ( $s_{\text{STV}}$ ) konstant gehalten werden, aber gleichzeitig entstehen auch

Bereiche zwischen dem Halbzeugzuschnitt und Werkzeugplatte 2, an denen der Gegendruck durch die Materialakkumulation aufgrund der heterogenen Materialstruktur geringer ist als in benachbarten Bereichen. Vermutlich weicht das Halbzeug in den Bereichen des geringsten Gegendrucks aus der Blattebene aus und bildet durch die fortlaufende Kompression in Blattebene charakteristische Falten. Die Faltenbildung baut wiederum den Gegendruck entgegen dem Normaldruck  $p_{N,STV}$  ( $s_{STV}$ ) weiter auf, wodurch weitere Freiräume entstehen, an denen das Halbzeug aus der Ebene ausweichen kann. Dieser Prozess bedingt vermutlich den abfallenden Verlauf der Stauchungskraft in Blattebene.

Eine weitere Untersuchung der Wechselwirkungen zwischen Stauchungskraftverlauf und Faltenbildung im Stauchungsversuch sollte Schwerpunkt zukünftiger Untersuchungen sein. Hierzu wurde ein möglicher Versuchsaufbau (Abbildung 81) entworfen und technisch umgesetzt. Die Faltenbildung wird im Stauchungsversuch mit einer Digitalkamera bildgebend dargestellt. Aufgrund der räumlichen Restriktionen durch die umliegende Stützstruktur des Versuchsträgers, muss die Aufnahme der Bildsequenzen indirekt über einen Spiegel erfolgen, der im  $45^\circ$  Winkel zum Arbeitsbereich des Stauchungsversuchs ausgerichtet ist. Für eine bessere Beleuchtung der Bildgebung können optional außerdem noch zusätzliche LED-Strahler hinzugefügt werden. Während des Stauchungsversuchs kann die Faltenbildung dadurch in-situ seitlich dargestellt und dokumentiert werden.



Abbildung 81: Versuchsaufbau des Stauchungsversuchs mit in-situ Auswertung der Faltenbildung durch ein bildgebendes Verfahren

Abbildung 82 zeigt einen Halbzeugzuschnitt unmittelbar nach den Stauchungsversuchen, deren Ergebnisse innerhalb von Abbildung 80 dargestellt sind, mit deutlicher Faltenbildung aufgenommen durch die Bildgebung aus Abbildung 81. Die linke Seite des gestauchten Halbzeugzuschnitts zeigt eine Beschädigung der Faserstruktur aufgrund des Kontakts mit dem Stauchungsblech. Das Stauchungsblech ist in den Halbzeugzuschnitt eingedrungen und hat die Faserstruktur beschädigt. Bezogen auf die Gesamtlänge  $l_{HZ,STV}$  des Halbzeugzuschnitts ist die Eindringtiefe des Stauchungsblechs als vernachlässigbar anzusehen. Bei zukünftigen Arbeiten sollte jedoch die Eindringtiefe und die Materialstärke des Stauchungsbleches weiter untersucht werden. Für die Entwicklung der Prüfstrategie ist zudem vor allem die Auswertung der Stauchungskraft von Bedeutung, weshalb die Untersuchung der Faltenbildung als nachrangig eingestuft wurde und im Folgenden nicht weiterverfolgt wird.

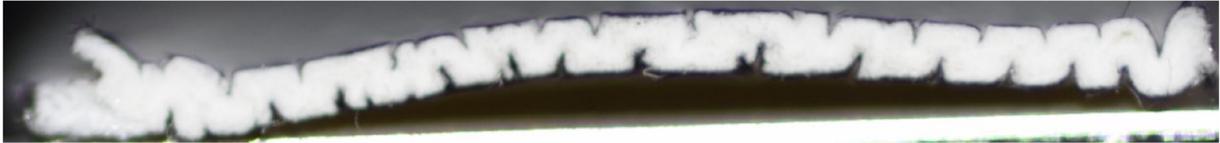


Abbildung 82: Halbzeugzuschnitt nach den Stauchungsversuchen aus Abbildung 80 mit einer deutlichen Faltenbildung nach LENSKE ET AL. (2022)

Abbildung 83a zeigt den Einfluss der Anisotropie auf den Verlauf der Stauchungskraft in Blattebene bei einem Normaldruck  $p_{N,STV}$  von 0,3 MPa (LENSKE ET AL., 2022). Entlang der Hauptfaserrichtung in MD ist die Stauchungskraft größer als in allen anderen betrachteten Faserrichtungen. Zu einem ähnlichen Ergebnis kommt auch HAUPTMANN (2010), allerdings mit der Prüfmethode zur Bestimmung des Streifenstauchwiderstands nach DIN 54518 (2004). Aufgrund der Anisotropie sind die meisten Einzelfasern des Naturfasermaterials in MD ausgerichtet, im Vergleich dazu nur wenige in CD. Unter der Annahme, dass die Einzelfasern in Blattebene als dünne Zylinder wirken, kann die mechanische Belastung entlang ihrer Höhe theoretisch als Euler'schen Knickfall betrachtet werden. Das bedeutet, dass die einzelne Faser der äußeren mechanischen Belastung standhält, bis sich die Zylinderstruktur verbiegt. Ähnlich dem Biegeverhalten orthogonal zur Blattebene muss sich der Widerstand gegen die mechanische Belastung anschließend signifikant verringern (vgl. Abbildung 59a). Wenn der mechanische Widerstand der Faserstruktur im Wesentlichen durch die Anzahl der entlang der Belastungsrichtung angeordneten Einzelfasern aufgebracht wird, muss die resultierende Stauchungskraft von MD nach CD abnehmen. Abbildung 83b zeigt einen annähernd linearen Zusammenhang zwischen dem globalen Maximum des Stauchungskraftverlaufs und der Orientierung des Fasernetzwerks innerhalb des Halbzeugzuschnitts.

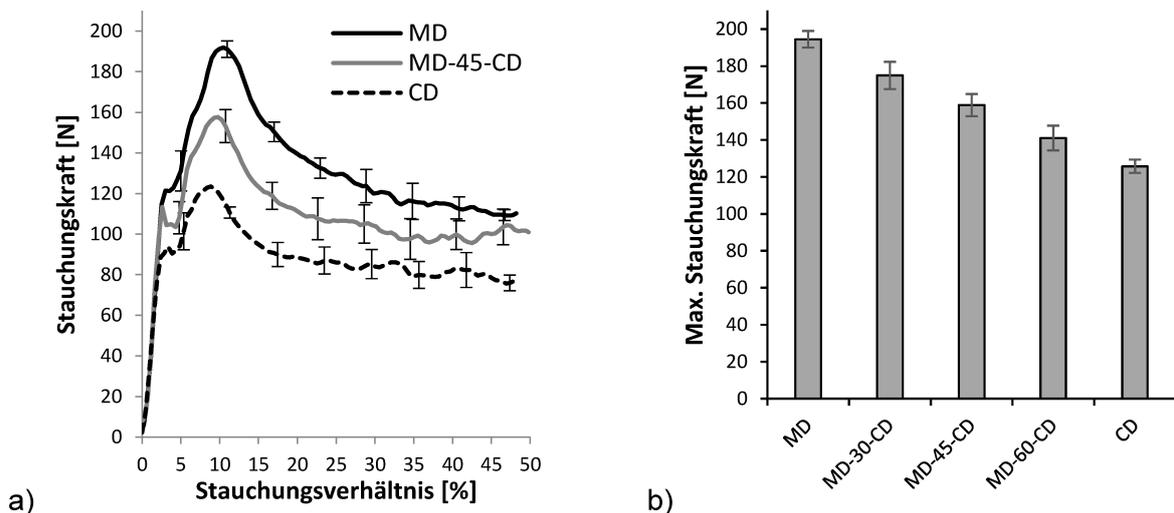


Abbildung 83: Einfluss der Anisotropie des Halbzeugzuschnitts bei 0,3 MPa Normaldruck auf a) den Verlauf der Stauchungskraft in Blattebene und b) den globalen Maxima des Stauchungskraftverlaufs nach LENSKE ET AL. (2022)

Abbildung 84a zeigt den Einfluss des Normaldrucks auf den Verlauf der Stauchungskraft in Blattebene entlang der Hauptfaserrichtung in MD (LENSKE ET AL., 2022). Zur Verbesserung der

Übersicht sind nur die Messdaten bei einem Normaldruck  $p_{N,STV}$  von 0,3 MPa und 0,5 MPa dargestellt. Beide Stauchungskraftverläufe zeigen ein nahezu identisches globales Maximum. Dieses Ergebnis stützt die Annahme, dass der Widerstand gegen eine Stauchung in Blattebene im Wesentlichen von der Anzahl der Einzelfasern abhängt, die entlang der Belastungsrichtung angeordnet sind. Durch den größeren Normaldruck wird lediglich die Verschiebung von Antrieb 1 aufgrund des sich aufbauenden Gegendrucks durch die Materialakkumulation verringert. Hierdurch entstehen weniger Bereiche geringeren Drucks, wodurch sich nur kleine Falten bilden können. Dies würde auch die Wechselwirkungen zwischen der Belastung durch den Faltenhalter und der Anzahl bzw. Verteilung der Falten innerhalb des Tiefziehversuchs mit unmittelbarer Kompression erklären, wie sie in HAUPTMANN (2010), MÜLLER ET AL. (2017B), und WALLMEIER ET AL. (2014) beschrieben wird. Abbildung 84b zeigt den Einfluss des Normaldrucks und der Anisotropie der Halbzeugzuschnitte auf die Mittelwerte der globalen Maxima des Stauchungskraftverlaufs. Auch für die verschiedenen Normaldrücke zeigt sich ein linearer Zusammenhang zwischen den globalen Maxima und der Belastungsrichtung, weshalb in nachfolgenden Stauchungsversuchen nur die Faserausrichtung  $45^\circ$  zwischen MD und CD betrachtet wird. Hierdurch kann der Versuchsaufwand wesentlich verringert werden.

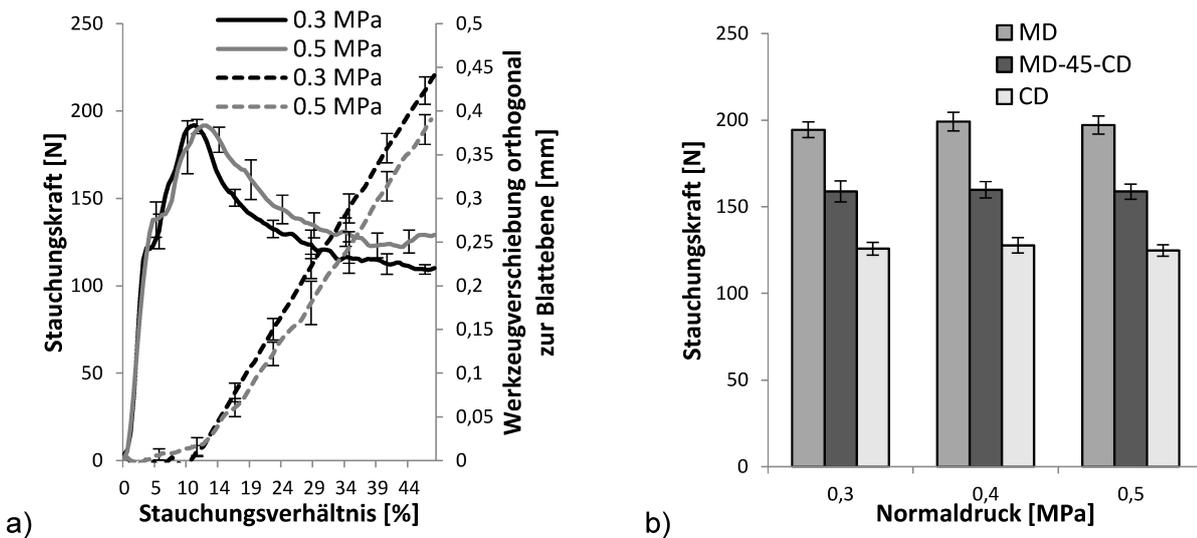


Abbildung 84: Einfluss des Normaldrucks entlang der Hauptfaserrichtung in MD auf a) den Verlauf der Stauchungskraft in Blattebene und die Werkzeugverschiebung orthogonal zur Blattebene, sowie b) die globalen Maxima des Stauchungskraftverlaufs nach LENSKE ET AL. (2022)

Abbildung 85a zeigt den Einfluss der Faltenbildung auf den dynamischen Reibungskoeffizienten als Vergleich zwischen dem Streifenzugversuch mit Halbzeugzuschnitten ohne Faltenbild und mit Faltenbild, hergestellt im Stauchungsversuch mit einem Normaldruck  $p_{N,STV}$  von 0,3 MPa in MD (LENSKE ET AL., 2022). Zur Kontrolle wird die Reibungskraft innerhalb des Stauchungsversuchs  $F_{R,STV}$  ( $s_{STV}$ ) als dynamischer Reibungskoeffizient ausgewertet. Die Faltenbildung hat weder längs noch orthogonal zur Zugrichtung einen signifikanten Einfluss auf den dynamischen Reibungskoeffizienten. Die

Faltenbildung verringert die Kontaktfläche zwischen dem Halbzeug und der PTFE-Folie. Demnach wirkt lokal in den Kontaktbereichen eine höhere Normalbelastung im Vergleich zu Halbzeugzuschnitten ohne Faltenbild bei gleichem Normaldruck  $p_{N,SZV}$ . In Abschnitt 5.3 konnte nachgewiesen werden, dass der Reibungswiderstand zwischen dem Halbzeug und PTFE-Folie unabhängig von der Normalbelastung ist. Demnach haben auch Halbzeugzuschnitte, die im Stauchungsversuch mit höheren Normaldrücken hergestellt und anschließend im Streifenzugversuch mit einer korrespondierenden Normalbelastung untersucht wurden, keinen Einfluss auf den dynamischen Reibungskoeffizienten (Abbildung 85b).

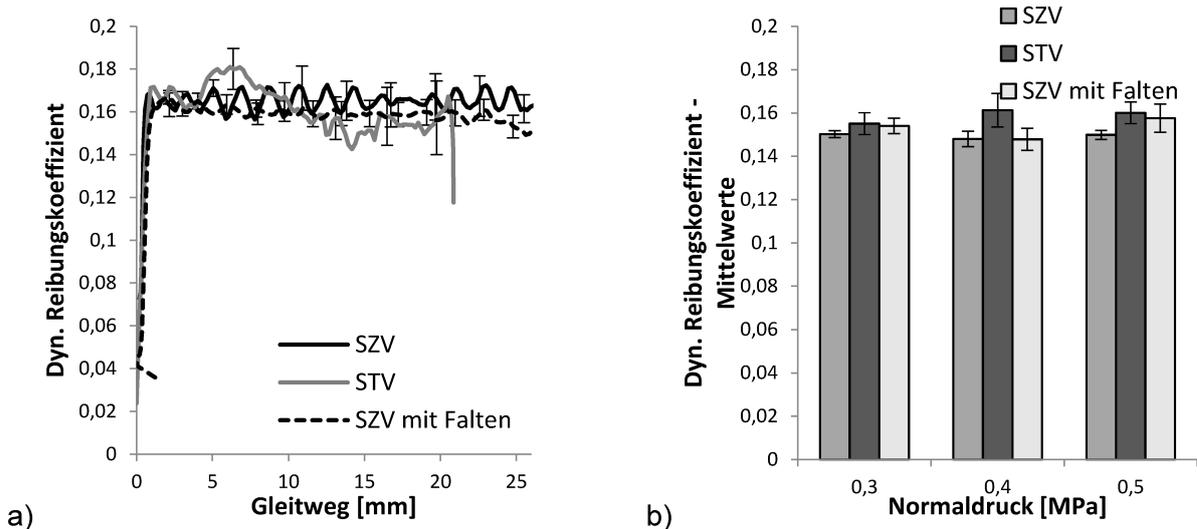


Abbildung 85: Einfluss des Faltenbildes auf den a) Verlauf des dynamischen Reibungskoeffizienten mit 0,3 MPa Normaldruck in MD und b) den Mittelwerten des dynamischen Reibungskoeffizienten für drei Normaldruckniveaus jeweils in MD nach LENSKE ET AL. (2022)

Abbildung 86a zeigt den Einfluss der Faltenbildung auf den Biege­widerstand  $W_{B,2PBV}$  ( $S_{2PBV}$ ) innerhalb des 2-Punkt Biegeversuchs für Halbzeugzuschnitte, die innerhalb des Stauchungsversuchs bei einem Normaldruck  $p_{N,STV}$  von 0,3 MPa in MD und CD gestaucht wurden (LENSKE ET AL., 2022). Durch das Faltenbild steigt der Biege­widerstand im Vergleich zu den Ergebnissen aus Abschnitt 5.2.1 (vgl. Abbildung 59a) signifikant an. Die Faltenbildung verändert den Materialquerschnitt der Halbzeugzuschnitte und erhöht damit den Biege­widerstand. Darüber hinaus ist der Biege­widerstand in MD kleiner als in CD, was auf die Positionierung der Kartonprobe mit Faltenbildung innerhalb des 2-Punkt Biegeversuchs zurückzuführen ist (vgl. Abbildung 79c). Der Einfluss des Normaldrucks  $p_{N,STV}$  bei der Herstellung der Halbzeugzuschnitte mit Faltenbild für den 2-Punkt Biegeversuch ist in Abbildung 86b dargestellt. Der maximale Biege­widerstand sinkt leicht mit zunehmendem Normaldruck bei der Halbzeugpräparation im Stauchungsversuch. Durch den höheren Normaldruck bilden sich mehr und kleinere Falten, wodurch der Querschnitt kleiner wird, dem die Biegebelastung entgegensteht. Die Wechselwirkung zwischen Materialquerschnitt und Biege­widerstand sollte in zukünftigen Untersuchungen mit Hilfe des in Abbildung 81 dargestellten Versuchsaufbaus weiterverfolgt werden.

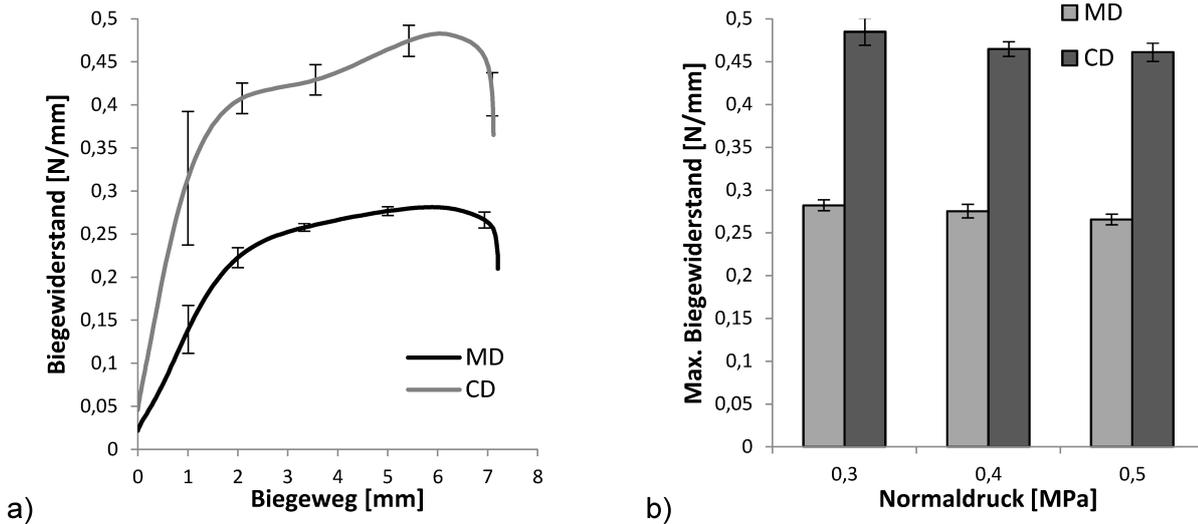


Abbildung 86: a) Verlauf des Biege widerstands  $W_{B,2PBV}$  ( $s_{2PBV}$ ) in MD und in CD mit gestauchten Halbzeugzuschnitten aus dem Stauchungsversuch mit einem Normaldruck  $p_{N,STV}$  von 0,3 MPa; b) Globale Maxima der Biege widerstände  $W_{B,2PBV}$  ( $s_{2PBV}$ ) in MD und CD für drei Normaldruckniveaus nach LENSKE ET AL. (2022)

#### 5.4.2 Validierungsversuch zum Stauchungsversuch

Zur Validierung des Stauchungsversuchs und des Einflusses der Faltenbildung auf die Biege- und Reibungskraftanteile müssen die Ergebnisse aus Abschnitt 5.4.1 mit den korrespondierenden Kraftanteilen aus dem Tiefziehversuch mit unmittelbarer Kompression (vgl. Abbildung 5a und Abbildung 5b) verglichen werden. Hierzu wird der Tiefziehversuch ohne unmittelbare Kompression (Abbildung 87a), im Folgenden abgekürzt als Tiefziehvariante 4, eingeführt (LENSKE ET AL., 2022). Tiefziehvariante 4 übernimmt die Modifikationen bezüglich der Werkzeuggeometrie aus Abschnitt 5.2.2 (vgl. Tabelle 6). Im Vergleich zu den drei anderen Validierungsversuchen in Abschnitt 5.2.2 und Abschnitt 5.3.3 wird der modifizierte Halbzeugzuschnitt (vgl. Abbildung 60b) durch einen Halbzeugzuschnitt ersetzt (Abbildung 87c), der schon für die Referenzversuche in Abschnitt 5.1 genutzt wurde (vgl. Abbildung 30a und Tabelle 3). Ohne die dreieckigen Aussparungen wird über dem Stempelweg  $s_{ZS}$  eine Stauchungskraft  $F_{St,4}$  ( $s_{ZS,4}$ ) in Blattebene induziert (Abbildung 87b). Zusätzlich bringt der Faltenhalter einen definierten Normaldruck  $p_{N,FH}$  auf den Halbzeugzuschnitt auf, wodurch neben den Biegekräften  $F_{B,ZSK,4}$  ( $s_{ZS}$ ),  $F_{B,EK,4}$  ( $s_{ZS}$ ) und  $F_{B,RB,4}$  ( $s_{ZS}$ ) (Abbildung 87b), auch die Reibungskräfte im Bereich des Faltenhalters  $F_{R,FH,4}$  ( $s_{ZS}$ ), der Ziehbüchsenstirnfläche  $F_{R,ZB,4}$  ( $s_{ZS}$ ) und der Einlaufkante in die Ziehbüchse  $F_{R,EK,4}$  ( $s_{ZS}$ ) induziert werden (Abbildung 87a). Tiefziehvariante 4 wird mit den Parameterniveaus durchgeführt wie sie in Tabelle 11 für den Stauchungsversuch zusammengefasst sind. Aufgrund der Normalkraftabhängigkeit des dynamischen Reibungskoeffizienten gegen polierte Edelstahloberflächen, wird Tiefziehvariante 4 ausschließlich mit Umformwerkzeugen durchgeführt, die mit PTFE-Folie, ähnlich den Referenzversuchen aus Abschnitt 5.1 (vgl. Abbildung 48), präpariert wurden. Entsprechend kann die Anzahl der Versuche innerhalb einer

Versuchsreihe für Tiefziehvariante 4 auf 10 aufeinander folgende Einzelversuche mit jeweils gleichen Parametereinstellungen beschränkt werden.

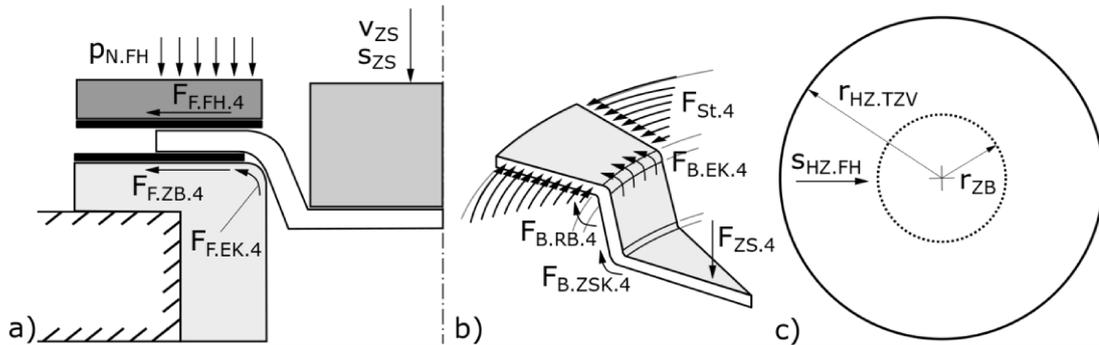


Abbildung 87: a) Schematische Darstellung Tiefziehvariante 4 und aktive Reibungskraftkomponenten; b) Schematische Darstellung aller aktiven Biegungskraft- und Stauchungskraftkomponenten während Tiefziehvariante 4; c) Halbzeugzuschnitt für Tiefziehvariante 4 nach LENSKE ET AL. (2022)

Um den Stempelkraftverlauf  $F_{ZS.4}$  ( $s_{ZS}$ ) aus Tiefziehvariante 4 mit den Ergebnissen aus Abschnitt 5.4.1 zu vergleichen wird das empirische Modell aus Abschnitt 5.3.3 erweitert. Das empirische Modell gilt nur innerhalb der Bewegung des Halbzeugzuschnitts im Bereich unterhalb des Faltenhalters  $s_{HZ.FH}$ .

Um die Stauchungskraft in Blattebene  $F_{St.4}$  ( $s_{ZS}$ ) mit den Ergebnissen aus dem Stauchungsversuch zu rekonstruieren, muss die Stauchungskraft  $F_{St.STV}$  ( $s_{STV}$ ) in Relation zur Oberfläche des Halbzeugzuschnitts aus dem Stauchungsversuch (vgl. Abbildung 32b) auf den Bereich des Halbzeugzuschnitts aus Tiefziehvariante 4 übertragen werden, der durch die Stauchungskraft in Blattebene  $F_{St.4}$  ( $s_{ZS}$ ) belastet wird. Hierfür wird der Stauchungswiderstand  $W_{St.STV}$  ( $s_{STV}$ ) aus der Stauchungskraft in Blattebene  $F_{St.STV}$  ( $s_{STV}$ ) und der Oberfläche des Halbzeugzuschnitts  $A_{HZ.STV}$  ( $s_{STV}$ ) gebildet (Gl. 22).

$$W_{St.STV}(s_{STV}) = \frac{F_{St.STV}(s_{STV})}{b_{HZ.STV} \cdot (l_{HZ.STV} - s_{STV})} \quad \text{Gl. 22}$$

Aus dem Stauchungswiderstand  $W_{St.STV}$  ( $s_{STV}$ ) wird eine Trendlinie in Relation zum Stauchungsverhältnis  $k_{STV}$  ( $s_{STV}$ ) abgeleitet (Abbildung 88a). Anschließend wird der Stauchungswiderstand  $W_{St.STV}$  ( $k_{STV}$ ) auf die Oberfläche des Halbzeugzuschnitts übertragen, die sich während Tiefziehvariante 4 unterhalb des Faltenhalters befindet (Gl. 23)

$$F_{St.4}(s_{HZ.FH}) = \pi \cdot ((r_{HZ.TZV} - s_{HZ.FH})^2 - r_{ZB}^2) \cdot W_{St.STV}(s_{TZV}) \quad \text{Gl. 23}$$

Die Stauchungskraft in Blattebene  $F_{St.4}$  ( $s_{HZ.FH}$ ) wirkt radial zum Umfang des Halbzeugzuschnitts (Abbildung 87b). Um die hieraus resultierende Prozesskraftkomponente  $F_{St.PK.4}$  ( $s_{HZ.FH}$ ) des Stempelkraftprofils  $F_{ZS.4}$  ( $s_{ZS}$ ) zu berechnen, muss  $F_{St.4}$  ( $s_{HZ.FH}$ ) mit Hilfe einer

Trigonometrischen Funktion in Richtung der Stempelbewegung  $s_{ZS}$  ausgerichtet werden (Gl. 24).

$$F_{St.PK.4}(s_{HZ.FH}) = \frac{F_{St.4}(s_{HZ.FH})}{\tan^{-1}\left(\frac{(2 \cdot \pi \cdot r_{HZ.TZV}) - (2 \cdot \pi \cdot r_{ZB})}{r_{HZ.TZV} - r_{ZB}}\right)} \quad \text{Gl. 24}$$

Zur Berechnung der Biegekraftkomponenten  $F_{B.PK.4}(s_{HZ.FH})$ , die während Tiefziehvariante 4 (Abbildung 87b) wirken, muss der Einfluss der Faltenbildung auf den Biegegewiderstand  $W_{B.2PBV}(s_{2PBV})$  (Abbildung 86a und Abbildung 86b) berücksichtigt werden. HAUPTMANN ET AL. (2015) und MÜLLER ET AL. (2017B) zeigten, dass beim Tiefziehen mit unmittelbarer Kompression während der ersten Millimeter Stempelbewegung keine Falten entstehen, da das überschüssige Material innerhalb der Materialstruktur komprimiert wird. Die Biegekraftkomponente  $F_{B.ZSK.4}(s_{ZS})$  wird demnach mit Gl. 10 bis 5 Millimeter Stempelbewegung berechnet. Anschließend wird angenommen, dass sich so lange Falten über dem Umfang der Zargenwand bilden, bis der Halbzeugzuschnitt vollständig in die Ziehbüchse eingezogen wurde. Dementsprechend müssen die Biegekräfte  $F_{B.EK.4}(s_{ZS})$  und  $F_{B.RB.4}(s_{ZS})$  mit zunehmender Materialanhäufung in den Falten ebenfalls ansteigen. Zur Berechnung beider Biegekraftkomponenten wird aus drei bekannten Biegegewiderständen ein ansteigender Biegegewiderstandsverlauf  $W_{B.4}(s_{HZ.FH})$  interpoliert. Der Biegegewiderstand muss Null sein, bevor die Stempelbewegung  $s_{ZS}$  beginnt. Nach den Ergebnissen aus Abschnitt 5.2.2 für Tiefziehvariante 1 (vgl. Abbildung 61b) wird der initiale Biegebruch des noch ungefalteten Halbzeugzuschnitts nach ca. 5 Millimetern Stempelweg erreicht. Kurz bevor der Halbzeugzuschnitt den Bereich unterhalb des Faltenhalters nach 25 Millimeter Stempelweg verlässt, muss die Materialanhäufung in den Falten am größten sein und den globalen Maxima des Biegegewiderstands  $W_{B.2PBV}(s_{2PBV})$  aus Abbildung 86b entsprechen. Aus der resultierenden Trendlinie des interpolierten Biegegewiderstandsprofils  $W_{B.4}(s_{HZ.FH})$  (Abbildung 88b) können die Biegekraftkomponenten  $F_{B.EK.4}(s_{HZ.FH})$  und  $F_{B.RB.4}(s_{HZ.FH})$  mit Gl. 25 und Gl. 26 berechnet werden. Wie in Abschnitt 5.2.2 wird angenommen, dass die Rückfederungskraft  $F_{B.RB.4}(s_{HZ.FH})$  ca. 50 % der Biegekraft  $F_{B.EK.4}(s_{HZ.FH})$  entspricht.

$$F_{B.EK.4}(s_{HZ.FH}) = 2 \cdot \pi \cdot \left( r_{ZB} + \frac{R_{EK}}{2} + s_{HZ.FH} \right) \cdot W_{B.4}(s_{HZ.FH}) \quad \text{Gl. 25}$$

$$F_{B.RB.4}(s_{HZ.FH}) = 0,5 \cdot 2 \cdot \pi \cdot \left( r_{ZB} + \frac{R_{EK}}{2} + s_{HZ.FH} \right) \cdot W_{B.4}(s_{HZ.FH}) \quad \text{Gl. 26}$$

Das empirische Modell zur Berechnung der Biegekraftkomponente  $F_{B.PK.4}(s_{HZ.FH})$ , die während Tiefziehvariante 4 aktiv ist, wird aus der Summe von Gl. 10, Gl. 25 und Gl. 26 gebildet (Gl. 27).

$$F_{B.PK.4}(s_{HZ.FH}) = F_{B.ZSK.4}(s_{HZ.FH}) + F_{B.EK.4}(s_{HZ.FH}) + F_{B.RB.4}(s_{HZ.FH}) \quad \text{Gl. 27}$$

Innerhalb von Gl. 27, gilt Gl. 10 für eine Bewegung des Halbzeugschnitts  $s_{HZ.FH}$  von 0 bis 5 Millimetern, Gl. 25 von 0 bis 25 Millimetern und Gl. 26 für eine Halbzeugbewegung  $s_{HZ.FH}$  von 5 bis 25 Millimetern.

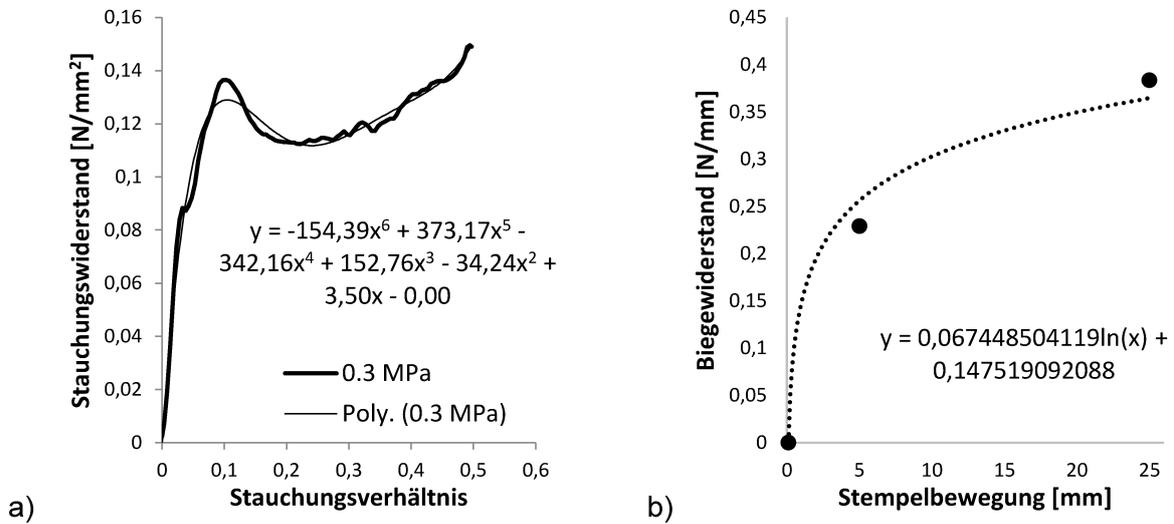


Abbildung 88: a) Verlauf des Biege- und Stauchwiderstands in MD und in CD für 23 °C; b) Maximale Biege- und Stauchwiderstände in MD und CD für drei Temperaturniveaus nach LENSKE ET AL. (2022)

Die Ergebnisse aus Abschnitt 5.4.1 haben gezeigt, dass die Faltenbildung keinen Einfluss auf den Reibungskoeffizienten hat, weshalb zur Rekonstruktion der Reibungskraftanteile  $F_{R.FH.4}$  ( $s_{ZS.4}$ ) und  $F_{R.ZB.4}$  ( $s_{ZS.4}$ ) Gl. 16 und Gl. 17 aus Abschnitt 5.3.3 genutzt werden können.

Zur Rekonstruktion des Reibungskraftanteils  $F_{R.EK.4}$  ( $s_{ZS.4}$ ) muss Gl. 19 um den Einfluss durch die Resultierende der Stauchungskraft  $F_{St.PK.4}$  ( $s_{HZ.FH}$ ) erweitert werden.

$$F_{R.EK.4}(s_{HZ.FH}) = \left( e^{\mu_{DSZV}(s_{DSZV}) \cdot \arctan\left(\frac{s_{HZ.FH}}{(r_{ZB} - r_{ZS.1})}\right)} \right) \cdot F_{Halte.4}(s_{HZ.FH}) \quad \text{Gl. 28}$$

$$F_{Halte.4}(s_{HZ.FH}) = F_{R.FH.3}(s_{HZ.FH}) + F_{R.ZB.3}(s_{HZ.FH}) + F_{St.PK.4}(s_{HZ.FH}) \quad \text{Gl. 29}$$

Das empirische Modell für die Reibkraftkomponente  $F_{R.PK.4}$  ( $s_{HZ.FH}$ ), die während der Tiefziehvariante 4 aktiv ist, wird aus der Summe von Gl. 16, Gl. 17 und Gl. 28 berechnet.

$$F_{R.PK.4}(s_{HZ.FH}) = F_{R.FH.4}(s_{HZ.FH}) + F_{R.ZB.4}(s_{HZ.FH}) + F_{R.EK.4}(s_{HZ.FH}) \quad \text{Gl. 30}$$

Das empirische Modell für alle Prozesskraftkomponenten  $F_{PK.4}$  ( $s_{HZ.FH}$ ), die während der Tiefziehvariante 4 aktiv sind, wird aus der Summe von Gl. 24, Gl. 27 und Gl. 30 berechnet.

$$F_{PK.4}(s_{HZ.FH}) = F_{St.PK.4}(s_{HZ.FH}) + F_{B.PK.4}(s_{HZ.FH}) + F_{R.PK.4}(s_{HZ.FH}) \quad \text{Gl. 31}$$

Abbildung 89a zeigt das Stempelkraftprofil  $F_{ZS,4}(s_{ZS})$  für drei Faltenhalterdruckniveaus. Die Stempelkraft steigt bis ca. 7 Millimeter auf ein globales Maximum an und nimmt danach stetig ab bis der Halbzeugzuschnitt vollständig in die Ziehbüchse eingezogen wurde. Wie in Abschnitt 5.3.3, für Tiefziehvariante 3 (Abbildung 76b), bleibt der Halbzeugzuschnitt länger unterhalb des Faltenhalters, als der SOLL-Wert der Zargenhöhe  $h_{ZT}$  von 25 Millimetern. Wiederrum liegt die Vermutung nahe, dass der Zargenrand durch den Normdruck  $p_{N,FH}$  einer Dehnung ausgesetzt ist. Der Dehnungseffekt wird wie in Abschnitt 5.3.3 dahingehend berücksichtigt, dass der Stempelkraftverlauf  $F_{ZS,4}(s_{ZS})$  25 Millimeter rückwirkend von der Stelle betrachtet wird, an der die Stempelkraft vollständig abgesunken ist. Abbildung 89b zeigt den Vergleich zwischen dem Stempelkraftprofil  $F_{ZS,4}(s_{ZS})$ , bereinigt von der Dehnung durch den Faltenhalter, und dem empirischen Modell aller aktiven Prozesskraftkomponenten  $F_{PK,4}(s_{HZ,FH})$  nach Gl. 31 für einen Normdruck  $p_{N,FH}$  von 0.3 MPa. Zusätzlich sind die empirischen Modelle des Stauchungskraftverlaufs  $F_{St,PK,4}(s_{HZ,FH})$  (Gl. 24), sowie die Verläufe aller aktiven Reibungskraft-  $F_{R,PK,4}(s_{HZ,FH})$  (Gl. 30) und Biegekraftkomponenten  $F_{B,PK,4}(s_{HZ,FH})$  (Gl. 27) dargestellt. Die Verläufe des Stempelkraftprofils  $F_{ZS,4}(s_{ZS})$  und des empirischen Modells  $F_{PK,4}(s_{HZ,FH})$  sind nahezu identisch, weshalb davon ausgegangen werden kann, dass die Ergebnisse der Ersatzversuche aus Abschnitt 5.4.1 und die empirische Modellierung aus Abschnitt 5.4.2 zielführend sind, um die Prozesskraftkomponenten von Tiefziehvariante 4 ex-situ darzustellen. Im Vergleich zwischen den Prozesskraftkomponenten liegt die Reibung betragsmäßig eindeutig über der resultierenden Stauchungskraft in Blattebene und der Biegung.

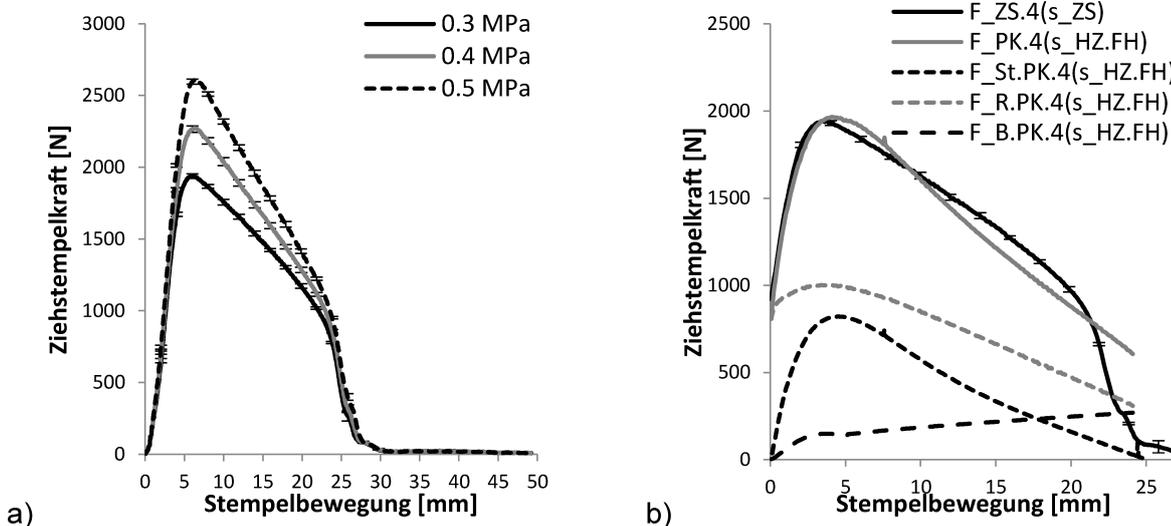


Abbildung 89: a) Ziehstempelkraftverlauf  $F_{ZS,4}(s_{ZS})$  für drei Faltenhalterdruckniveaus  $p_{N,FH}$ ; b) Vergleich zwischen dem angepassten Ziehstempelkraftprofil  $F_{ZS,4}(s_{ZS})$  und dem empirischen Modell der Prozesskräfte  $F_{PK,4}(s_{HZ,FH})$  für einen Faltenhalterdruck  $p_{N,FH}$  ( $s_{SZ}$ ) von 0,3 MPa; sowie die empirischen Modelle aller aktiven Prozesskraftkomponenten während Tiefziehvariante 4

Abbildung 90 zeigt den Vergleich zwischen dem Ziehstempelkraftprofil  $F_{ZS,4}(s_{ZS})$  und dem empirischen Modell aller aktiven Prozesskraftkomponenten  $F_{PK,4}(s_{HZ,FH})$  für drei

Faltenhalterdruckniveaus. Wie in Abbildung 89b für einen Faltenhalterdruck  $p_{N.FH}$  von 0,3 MPa, sind die Ziehstempelkraftprofile  $F_{ZS.4}$  ( $s_{ZS}$ ) und die empirischen Modelle aller aktiven Prozesskraftkomponenten  $F_{PK.4}$  ( $s_{HZ.FH}$ ) für 0,4 MPa bzw. 0,5 MPa Faltenhalterdruck ebenso nahezu identisch. Zur betragsmäßigen Kontrolle des rekonstruierten Ziehstempelkraftverlaufs im Vergleich zum gemessenen Ziehstempelkraftverlauf sind in Tabelle 12 die globalen Maxima der jeweiligen Kurvenverläufe gegenübergestellt. Die prozentuale Abweichung zwischen den globalen Maxima ist gering im Vergleich zum Gesamtbetrag der globalen Maxima der Ziehstempelkraftprofile  $F_{ZS.4}$  ( $s_{ZS}$ ).

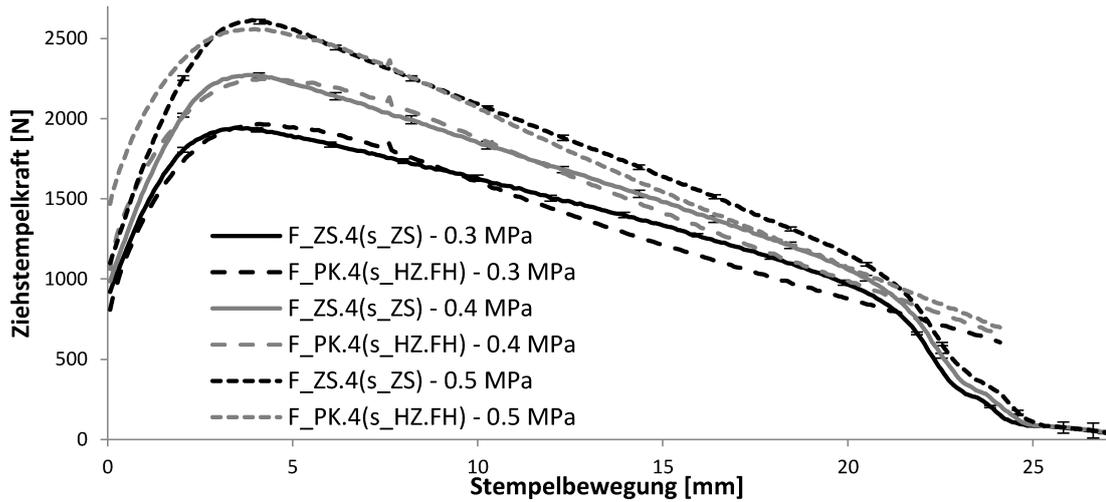


Abbildung 90: Vergleich zwischen dem angepassten Ziehstempelkraftprofil  $F_{ZS.4}$  ( $s_{ZS}$ ) und dem empirischen Modell der Prozesskräfte  $F_{PK.4}$  ( $s_{HZ.FH}$ ) für drei Faltenhalterdruckniveaus nach LENSKE ET AL. (2022)

Tabelle 12: Vergleich der rekonstruierten und gemessenen globalen Maxima der Ziehstempelkraftkurve sowie deren prozentuale Abweichung voneinander für die Werkzeugkonfiguration Teflonfolie/ Teflonfolie gegen Trayforma

Faltenhalterdruck	Max. $F_{PK.4}$ ( $s_{HZ.FH}$ )	Max. $F_{ZS.4}$ ( $s_{ZS}$ )	Differenz
0,3 MPa	1966,2 N	1942,9 N	1,2 %
0,4 MPa	2248,5 N	2272,1 N	1,0 %
0,5 MPa	2558,5 N	2613,2 N	2,1 %

5.5 KOMPRESSION IM ZIEHSPALT

5.5.1 Erweiterter Stauchungsversuch

Der erweiterte Stauchungsversuch wird wie in Abschnitt 4.1.4 beschrieben durchgeführt und besteht aus zwei Teilschritten. Der initiale Stauchungsversuch wird entsprechend den Vorgaben aus Abschnitt 5.4.1 durchgeführt. Unmittelbar nachdem das Stauchungsblech seine Endposition erreicht hat, wechselt die Kraftregelung von Antrieb 1 in eine Positionsregelung, wodurch eine definierte Distanz  $d_{ESTV}$  zwischen den beiden Werkzeugplatten eingestellt wird. Die Distanz  $d_{ESTV}$  wird entsprechend des Abstandes zwischen Stempel und Ziehbüchseninnenkontur (vgl. Tabelle 3) in Abschnitt 5.1.1 ausgewählt. Die Wechselwirkung zwischen dem Halbzeugzuschnitt mit Faltenbild und der Distanz  $d_{ESTV}$  wird als Kompressionskraft  $F_{K,ESTV}$  über einem definierten Zeitraum erfasst. Anschließend bewegen sich alle Werkzeuge in ihre Ausgangspositionen zurück und der gestauchte Halbzeugzuschnitt kann entnommen werden. Abbildung 91a zeigt den zeitlichen Verlauf der Kraftmessung während des erweiterten Stauchungsversuchs. Zu Beginn des Ersatzversuchs fällt die Kraft aufgrund der Vorgabe eines konstanten Normaldrucks  $p_{N,STV}$  während des Stauchungsversuchs kontinuierlich ab. Unmittelbar danach zeigt der Kraftverlauf einen Sprung durch die Wechselwirkung zwischen der Distanz  $d_{ESTV}$  und dem Halbzeugzuschnitt mit Faltenbild. Die Distanz  $d_{ESTV}$  wird für 5 Sekunden gehalten. Währenddessen sinkt die Kompressionskraft  $F_{K,ESTV}(t)$  leicht ab, vermutlich aufgrund eines einsetzenden Relaxationseffekts. Der Einfluss des Normaldrucks  $p_{N,STV}$  auf die Kompressionskraft  $F_{K,ESTV}(t)$  ist gering und nicht signifikant. Ein ähnliches Verhalten zeigen auch die Ergebnisse der Referenzversuche mit Messtempel in Abschnitt 5.1.5 (vgl. Abbildung 56a), allerdings ist dort der Einfluss des Faltenhalterdrucks auf die Kompressionskraft im Ziehspalt  $F_{K,ZSp}(sZs)$  signifikant.

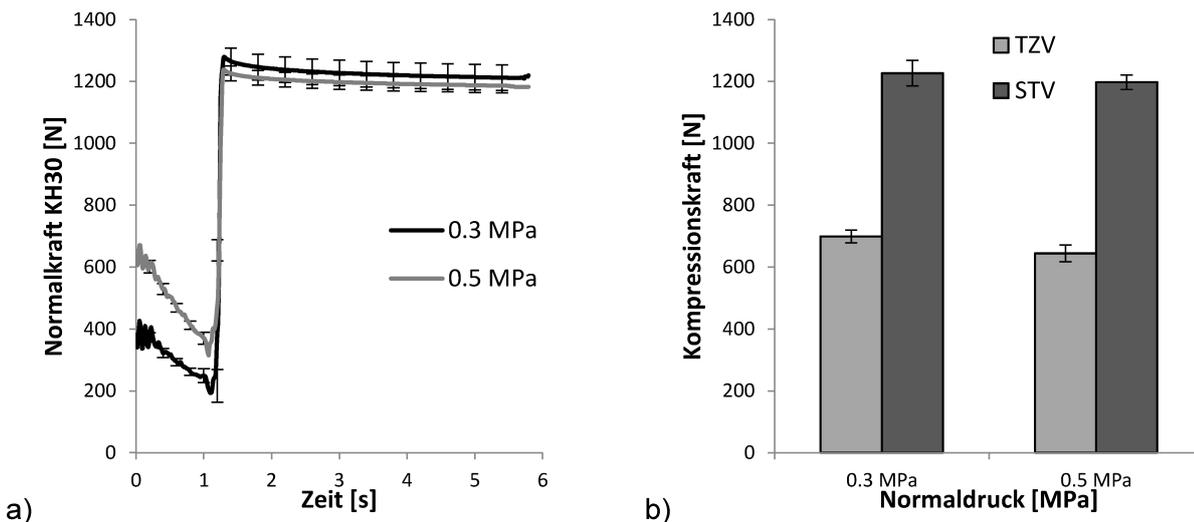


Abbildung 91: a) Zeitlicher Verlauf von  $F_{K,ESTV}(t)$  während des erweiterten Stauchungsversuchs für zwei Normaldruckniveaus  $p_{N,STV}$ ; b) Vergleich der globalen Maxima von  $F_{K,ESTV}(t)$  innerhalb des erweiterten Stauchungsversuchs und der Kompressionskraft im Ziehspalt beim Tiefziehen mit unmittelbarer Kompression

Abbildung 91b zeigt die globalen Maxima der Kompressionskraft im Ziehspalt  $F_{K,ZSp,MS}(s_{Zs})$  aus den Referenzversuchen mit Messtempel und der Kompressionskraft  $F_{K,ESTV}(t)$  aus dem erweiterten Stauchungsversuch. Der Vergleich zeigt eine signifikante Differenz zwischen den Maxima beider Kompressionskräfte für zwei Normaldruckniveaus. Bei der Einstellung der Distanz  $d_{ESTV}$  zwischen den beiden Werkzeugplatten muss die elastische Verformung der mechanischen Struktur des flexiblen Versuchsträgers aufgrund der hohen Belastung kompensiert werden. Hierzu wird vor dem erweiterten Stauchungsversuch Werkzeugplatte 1 mit einer Normalkraft von 1000 N auf Werkzeugplatte 2 gepresst und parallel die Position von Antrieb 1 dokumentiert. Der nachfolgende erweiterte Stauchungsversuch geht demnach von dieser Referenzposition aus, um die Distanz  $d_{ESTV}$  einzustellen. Vorversuche haben ergeben, dass die Position von Antrieb 1 unter Last abhängig von der Lastdauer ist. Gleichzeitig korreliert die Kompressionskraft  $F_{K,ESTV}$  nach dem Stauchungsversuch aber maßgeblich mit dem eingestellten Abstand zwischen den beiden Werkzeugplatten. Eine Lösung für dieses Problem wäre die Steuerung bzw. Regelung der Distanz  $d_{ESTV}$  durch ein externes Messsignal, beispielsweise mit Hilfe eines Linienlasers. Ein weiterer Grund für die signifikante Differenz zwischen den Kompressionskraftmaxima kann aber auch in der Messung der Kompressionskraft im Ziehspalt  $F_{K,ZSp}(s_{Zs})$  des Referenzversuchs liegen. Zum einen wird die sphärische Druckplatte innerhalb der Aussparung des Gestellkörpers gleitend geführt (vgl. Abbildung 54a und Abbildung 54b), wodurch es zum Verkanten der Druckplatte kommen kann. Zum anderen muss die Mantelfläche des Gestellkörpers bündig mit der Druckplatte abschließen, damit der Abstand im Ziehspalt über dem Umfang des Messstempels gleich ist. Durch die spanende Fertigung der mechanischen Teile des Messstempels, insbesondere der Montageplatten, kann es aber zu einer Differenz zwischen dem Niveau der Mantelfläche des Gestellkörpers und der Druckplatte kommen, wodurch die gemessene Kompressionskraft im Ziehspalt  $F_{K,ZSp}(s_{Zs})$  einem falschen Ziehspalt zugeordnet wird. Für nachfolgende Untersuchungen der Kompressionskraft im Ziehspalt sollte daher der Messstempel nochmals überarbeitet werden.

### 5.5.2 Validierungsversuch zum erweiterten Stauchungsversuch

Zur Validierung des erweiterten Stauchungsversuchs bzw. der Ergebnisse des Messstempels aus Abschnitt 5.1.5 wird der Differenzbetrag aus den Stempelkraftprofilen  $F_{Zs}(s_{Zs})$  des Tiefziehversuchs mit unmittelbarer Kompression (vgl. Abschnitt 5.1.4) und den Stempelkraftprofilen  $F_{Zs,4}(s_{Zs})$  des Tiefziehversuchs ohne unmittelbare Kompression (vgl. Abschnitt 5.4.2) gebildet. Aufgrund der Kompressionskraft im Ziehspalt  $F_{K,ZSp}(s_{Zs})$  wird beim Tiefziehen mit unmittelbarer Kompression eine Reibungskraft im Ziehspalt  $F_{R,ZSp}(s_{Zs})$  induziert (Abbildung 5a). Durch den erweiterten Ziehspalt beim Tiefziehen ohne unmittelbare Kompression wird eine Kompressionskraft im Ziehspalt vermieden, wodurch wiederum keine Reibung im Ziehspalt induziert wird (vgl. Abbildung 87a). Aufgrund der Ergebnisse aus Abschnitt 5.4.2 kann davon ausgegangen werden, dass sich alle anderen Prozesskräfte innerhalb der beiden Tiefziehvarianten gleich verhalten. Dementsprechend muss der Differenzbetrag  $F_{Diff,Zs}(s_{Zs})$  zwischen den Stempelkraftprofilen  $F_{Zs}(s_{Zs})$  und  $F_{Zs,4}(s_{Zs})$  mit der

Reibungskraft im Ziehspalt  $F_{R,ZSp}(s_{ZS})$  identisch sein. Beide Varianten werden entsprechend der Vorgaben aus Abschnitt 5.1 und 5.4.2 durchgeführt.

Abbildung 92a zeigt die Verläufe der Stempelkraft für den Tiefziehversuch mit unmittelbarer Kompression  $F_{ZS}(s_{ZS})$  und den Tiefziehversuch ohne unmittelbare Kompression  $F_{ZS,4}(s_{ZS})$ , sowie den Differenzbetrag  $F_{Diff,ZS}(s_{ZS})$  beider Stempelkraftverläufe, für einen Faltenhalterdruck  $p_{N,FH}$  von 0,3 MPa. Abbildung 92b zeigt die drei beschriebenen Kraftverläufe für einen Faltenhalterdruck  $p_{N,FH}$  von 0,5 MPa. Die Reibungskraft im Ziehspalt steigt bis auf globales Maximum kontinuierlich an und fällt anschließend ebenso stetig wieder ab, bis das Halbzeug die Ziehbüchse vollständig verlassen hat. Das globale Maximum wird erst nach ca. 27 Millimetern Stempelweg erreicht, obwohl die Zargenhöhe auf 25 Millimeter beschränkt sein sollte (vgl. Tabelle 3). Wie schon in den Abschnitten 5.3.3 und 5.4.2 besprochen, muss diese Anomalie durch eine Dehnung des Halbzeugzuschnitts aufgrund der Belastung durch den Faltenhalter verursacht werden. Der Differenzbetrag  $F_{Diff,ZS}(s_{ZS})$  zeigt außerdem für beide Faltenhalterdrücke ein lokales Maximum nach ca. 5 Millimeter Stempelweg. Vermutlich ist dieser Verlauf des Differenzbetrags  $F_{Diff,ZS}(s_{ZS})$  vor allem auf die Synchronisation der beiden Ziehstempelkraftverläufe  $F_{ZS}(s_{ZS})$  und  $F_{ZS,4}(s_{ZS})$  zurückzuführen und nicht auf einen tatsächlichen physikalischen Effekt. Ohne das lokale Maximum würde der Verlauf des Differenzbetrags  $F_{Diff,ZS}(s_{ZS})$  und damit vermutlich der Reibungskraft im Ziehspalt  $F_{R,ZSp}(s_{ZS})$  annähernd einem gleichschenkligen Dreieck entsprechen.

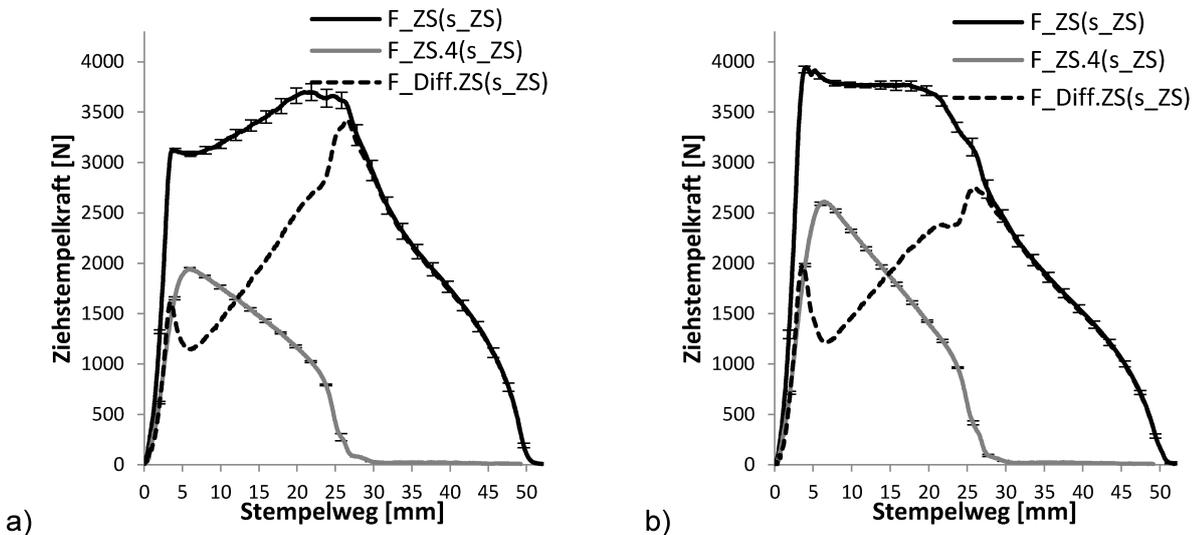


Abbildung 92: Vergleich der Ziehstempelkraftverläufe  $F_{ZS}(s_{ZS})$  und  $F_{ZS,4}(s_{ZS})$ , sowie deren Differenzbetrag  $F_{Diff,ZS}(s_{ZS})$  für einen Faltenhalterdruck  $p_{N,FH}(s_{ZS})$  von a) 0,3 MPa und b) 0,5 MPa

Aus dem berechneten Differenzbetrag  $F_{Diff,ZS}(s_{ZS})$  bzw. der Reibungskraft im Ziehspalt  $F_{R,ZSp}(s_{ZS})$  lässt sich mit Hilfe von Gl. 1 der Kompressionsdruck im Ziehspalt  $p_{K,ZSp}(s_{ZS})$  in Relation zur Mantelfläche des Ziehteils berechnen (Gl. 32).

$$p_{K.ZSp}(s_{ZS}) = \frac{F_{R.ZSp}(s_{ZS})}{\mu \cdot 2 \cdot \pi \cdot r_{ZB} \cdot s_{ZS}} \quad \text{Gl. 32}$$

Die Kompressionskraft im Ziehspalt  $F_{K.ZSp.MS}(s_{ZS})$  aus Abschnitt 5.1.5 wird in Relation zur Oberfläche der Druckplatte des Messstempels (vgl. Abbildung 54) gesetzt um den Kompressionsdruck im Ziehspalt  $p_{K.ZSp.MS}(s_{ZS})$  mit Hilfe von Gl. 32 zu berechnen.

$$p_{K.ZSp.MS}(s_{ZS}) = \frac{F_{K.ZSp.MS}(s_{ZS})}{\frac{1}{12} \cdot 2 \cdot \pi \cdot r_{ZB} \cdot s_{ZS}} \quad \text{Gl. 33}$$

Die Kompressionskraft  $F_{K.ESTV}(t)$  wird auf die Oberfläche des gestauchten Halbzeugzuschnitts bezogen (Gl. 34).

$$p_{K.ESTV}(t) = \frac{F_{K.ESTV}(t)}{b_{HZ.STV} \cdot (l_{HZ.STV} - s_{STV})} \quad \text{Gl. 34}$$

Abbildung 93a zeigt den Verlauf des Kompressionsdrucks im Ziehspalt  $p_{K.ZSp}(s_{ZS})$  nach Gl. 32 für zwei Faltenhalterdruckniveaus und dem dynamischen Reibungskoeffizienten aus dem Doppelstreifenzugversuch nachdem das Halbzeug den Bereich der mit PTFE-Folie bedeckten Edelstahloberfläche verlassen hat (vgl. Abbildung 73a). Der Kompressionsdruck im Ziehspalt steigt bis ca. 5 Millimeter Stempelweg auf ein globales Maximum an und sinkt anschließend auf ein nahezu konstantes Plateau ab. Kurz bevor der Ziehstempel die Ziehbüchse mit dem Ziehteil verlässt, steigt der Kompressionsdruck im Ziehspalt nochmals stark an. Das globale Maximum muss aus dem lokalen Maximum des Verlaufs der Differenzkraft  $F_{Diff.ZS}(s_{ZS})$  resultieren (vgl. Abbildung 92a und Abbildung 92b) und kann somit nicht als physikalischer Effekt interpretiert werden. Ebenso muss das lokale Maximum aus Abbildung 93a mit dem Dehnungseffekt des Halbzeugzuschnitts durch den Faltenhalter erklärt werden (vgl. Abbildung 89a), da ein physikalischer Effekt aufgrund der Volumenkonstanz der Tiefziehwerkzeuge ausgeschlossen werden kann. Zum Vergleich der Kompressionsdrücke aus Gl. 32, Gl. 33 und Gl. 34 wird daher der Bereich genutzt, wenn der Ziehstempel ca. 25 Millimeter Stempelweg zurückgelegt und den Halbzeugzuschnitt vollständig in die Ziehbüchse eingezogen hat. Abbildung 93b zeigt die Mittelwerte für die Kompressionsdrücke aus Gl. 32, Gl. 33 und Gl. 34. Der Kompressionsdruck im Ziehspalt  $p_{K.ZSp}(s_{ZS})$  für die beiden Faltenhalterdruckniveaus befinden sich innerhalb des Grenzbereichs von 10 MPa, der von HESSE & TENZER (1963) beschrieben wird. Die Kompressionsdrücke  $p_{K.ZSp.MS}(s_{ZS})$  die mit Hilfe des Messstempels aus Abschnitt 5.1.5 berechnet wurden, sind im Vergleich zu den Kompressionsdrücken  $p_{K.ZSp}(s_{ZS})$  signifikant geringer, ebenso die die Kompressionsdrücke  $p_{K.ESTV}(t)$ . Eine mögliche Erklärung hierfür wurde in Abschnitt 5.5.1 beschrieben.

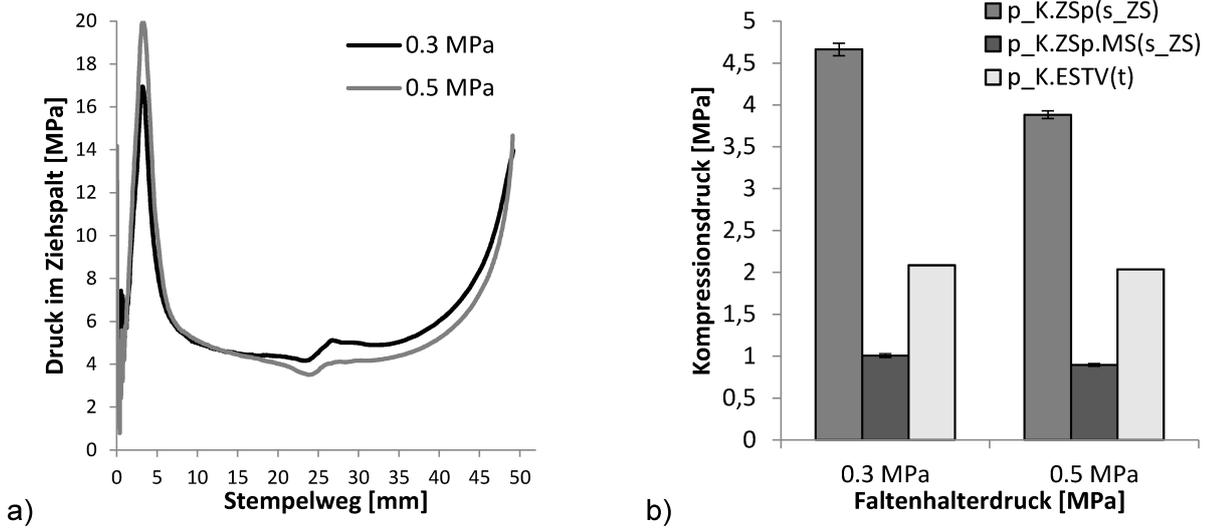


Abbildung 93: Vergleich der Ziehstempelkraftverläufe  $F_{ZS}(s_{ZS})$  und  $F_{ZS,4}(s_{ZS})$ , sowie deren Differenzbetrag resultierend als Reibungskraft im Ziehspalt  $F_{R,ZSp}(s_{ZS})$  für a) 0,3 MPa und b) 0,5 MPa Faltenhalterdruck

## 6 VALIDIERUNG DER ERSATZVERSUCHE

### 6.1 AUSWAHL DER HALBZEUGE

Für die gasdichte Verpackung von Lebensmitteln ist die Barrierewirkung des Packstoffs und die Siegelbarkeit von entscheidender Bedeutung. Das bisher verwendete Halbzeug Trayforma Natura 350 g/m<sup>2</sup> hat weder eine Gasbarriere, noch kann es versiegelt werden. Der Zusatz von Funktionsschichten wäre eine geeignete Lösung. Stora Enso bietet hierfür den Trayforma Basiskarton mit einer PET- und PE-Beschichtung an. Um die Qualität der Bedruckbarkeit zu erhöhen kann zusätzlich an der Außenseite ein Pigmentstrich hinzugefügt werden. Stora Enso liefert in den Datenblättern zu den einzelnen Materialien (siehe Anhang) außerdem die jeweiligen Materialdicken (Tabelle 13).

Tabelle 13: Übersicht der Halbzeuge

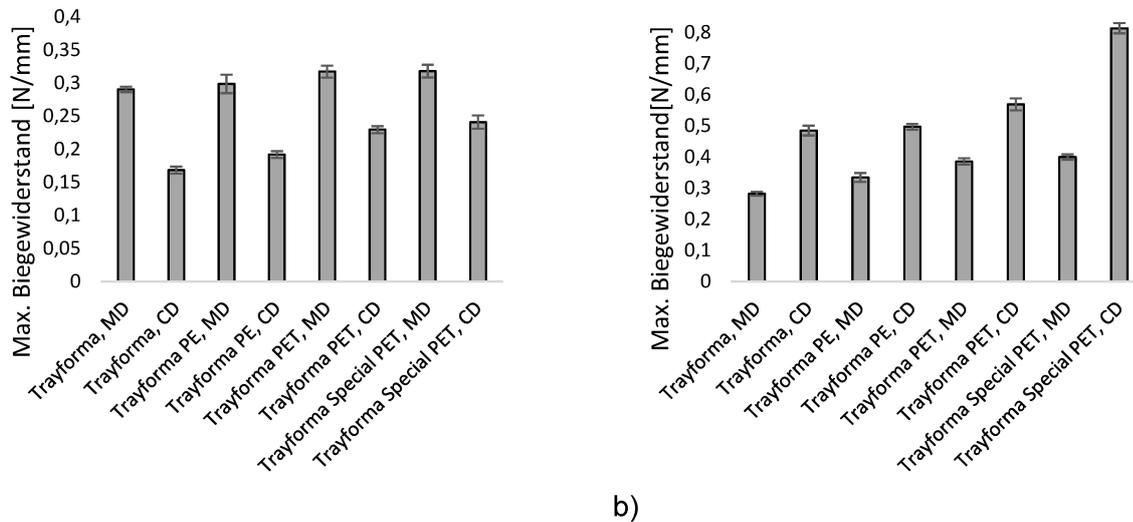
Bezeichnung	Grammatur	Beschichtung	Dicke
Trayforma	350 g/m <sup>2</sup>	Keine Beschichtung	0,465 mm
Trayforma PE	350 g/m <sup>2</sup>	15 µm PE	0,475 mm
Trayforma PET	350 g/m <sup>2</sup>	40 µm PET	0,480 mm
Trayforma Special PET	295 g/m <sup>2</sup>	50 µm PET/ Pigmentstrich	0,460 mm

### 6.2 BIEGUNG

Der Biege­widerstand  $W_{B,2PBV}$  ( $S_{2PBV}$ ) wird, wie in Abschnitt 5.2.1 (vgl. Tabelle 5) und Abschnitt 5.4.1 (vgl. Tabelle 11) beschrieben, sowohl ohne als auch mit Faltenbild im 2-Punkt-Biegeversuch ermittelt. Alle 2-Punkt Biegeversuche werden mit unbeheizten Werkzeugen bei 23 °C durchgeführt. Wegen der Beschichtungen muss die Zweiseitigkeit der Halbzeuge aus Tabelle 13 berücksichtigt werden. Polymere Funktionsschichten zur Darstellung einer Barriere bzw. zum Versiegeln der tiefgezogenen Verpackung müssen in Richtung des Faltenhalters bzw. Stempelmantels orientiert werden. Demzufolge wird der Halbzeugzuschnitt immer mit der polymeren Beschichtung in Richtung von Werkzeugplatte 1 innerhalb des 2-Punkt Biegeversuchs ausgerichtet (vgl. Abbildung 58a).

Abbildung 94a zeigt die Maxima der Biege­widerstände  $W_{B,2PBV}$  ( $S_{2PBV}$ ) in MD und CD für die Halbzeuge aus Tabelle 13 ohne Faltenmodifikation. Zum Vergleich sind auch die beiden globalen Maxima der Biege­widerstände für Trayforma Natura 350 g/m<sup>2</sup> aus Abschnitt 5.2.1 dargestellt. Während die maximalen Biege­widerstände in MD nahezu konstant bleiben, sind die Unterschiede in CD deutlich signifikanter. Während das Halbzeug ohne Beschichtung den geringsten Biege­widerstand in CD aufweist, zeigt der beidseitig beschichtete Trayforma Special PET den größten Biege­widerstand in CD, obwohl die Materialdicke nahezu gleich ist. Die Beschichtung scheint das ansonsten durch die charakteristische Anisotropie des Fasermaterials geprägte Materialverhalten zu homogenisieren. Das heißt, wenn der

Biege­wider­stand der Beschichtung in MD und CD gleich ist, dann wirkt er sich in CD stärker aus, weil der Biege­wider­stand des Fasermaterials deutlich geringer ist.



a)

b)

Abbildung 94: Einfluss des Halbzeugs auf die maximalen Biege­wider­stände in MD und CD a) ohne Faltenmodifikation und b) mit Faltenmodifikation

Durch die zusätzliche Faltenmodifikation steigt das globale Maximum der Biege­wider­stände für alle untersuchten Halbzeuge signifikant in MD und CD (Abbildung 94b). Ähnlich wie in Abschnitt 5.4.1 ist der Biege­wider­stand in CD größer als in MD. Zusätzlich steigt der Biege­wider­stand mit der Beschichtungsdicke. Während Trayforma Natura den geringsten Biege­wider­stand aufweist, zeigt der doppelt beschichtete Trayforma Special PET den größten Biege­wider­stand, vor allem in CD. Durch die doppelte Beschichtung und den daraus resultierenden größeren Biege­wider­stand ohne Faltenmodifikation bilden sich im Stauchungsversuch vermutlich größere Falten, die der anschließenden Biegebeanspruchung einen größeren Widerstand entgegensetzen. Nachfolgende Untersuchungen zum Biegeverhalten sollten die Wechselwirkungen zwischen Biege­wider­stand und Faltenbild mit Hilfe der bildgebenden Auswertung aus Abbildung 81 weiter untersuchen.

## 6.3 REIBUNG

### 6.3.1 Streifen­zugversuch

Der Streifen­zugversuch wird wie in Abschnitt 5.3.1 (vgl. Tabelle 8) ausschließlich mit unbeheizten Werkzeugen bei 23 °C durchgeführt. Die Ergebnisse aus Abschnitt 5.4.1 haben gezeigt, dass der dynamische Reibungskoeffizient unabhängig von dem Faltenbild ist, weshalb im Folgenden nur Halbzeugzuschnitte ohne Faltenbild untersucht werden.

Abbildung 95a zeigt den Einfluss der Halbzeugoberfläche auf den Verlauf des dynamischen Reibungskoeffizienten für einen Normaldruck  $p_{N,SZV}$  von 0,3 MPa als Mittelwert aus 100 Wiederholungen je Versuchsreihe gegen polierten Edelstahl. Zum Vergleich ist der

Mittelwert des dynamischen Reibungskoeffizienten aus den letzten 10 Wiederholungen einer Versuchsreihe mit 200 Wiederholungen für Trayforma Natura aus Abbildung 65a dargestellt. Die Standardabweichung zeigt kein Wachstum des dynamischen Reibungskoeffizienten für die beiden Polymerschichten bzw. dem Pigmentstrich durch eine triboelektrische Aufladung, wie sie in Abschnitt 5.3.1 (vgl. Abbildung 65b) für Trayforma Natura dokumentiert ist. Polyethylen besitzt eine kovalente, hydrophobe Oberflächenschicht und kann nur geringe Mengen Wasser adsorbieren (KENNETH ET AL., 2005), ähnlich dem Verhalten von PTFE. Polyethylenterephthalate sind ebenfalls hydrophob (SPEIGHT & LANGE, 2005) und zeigen daher ein ähnliches Verhalten wie Polyethylen bezüglich der triboelektrischen Aufladung. Im Datenblatt des Halbzeugs Trayforma Special PET macht Stora Enso keine Angaben zur Zusammensetzung der Pigmentbeschichtung, weshalb nicht geklärt werden kann, welche Materialkomponente einen Ladungsaustausch gegen die polierte Edelstahloberfläche verhindert.

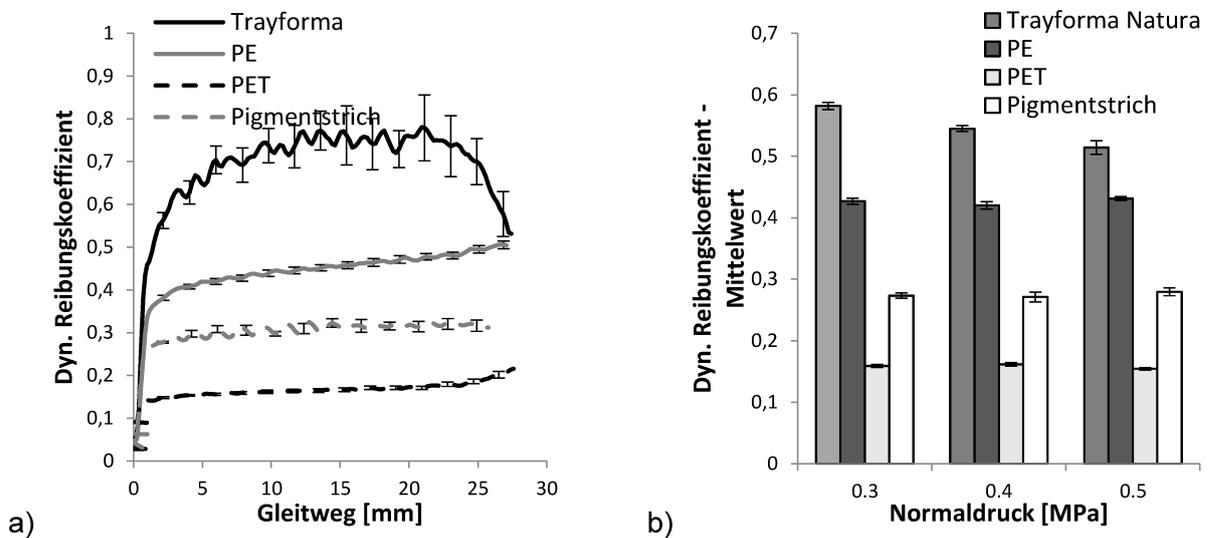


Abbildung 95: Einfluss der Halbzeugoberfläche gegen unbeheizten und polierten Edelstahl bei 23 °C auf a) den Verlauf des dynamischen Reibungskoeffizienten als Mittelwert aus jeweils 100 Wiederholungen bei 0,3 MPa und b) den Mittelwert des dynamischen Reibungskoeffizienten aus jeweils 100 Wiederholungen für drei Normaldruckniveaus

Abbildung 95b zeigt den Einfluss des Normaldrucks  $p_{N.SZV}$  auf den Mittelwert des dynamischen Reibungskoeffizienten aus 100 Wiederholungen je Versuchsreihe für die beiden polymeren Beschichtungen bzw. dem Pigmentstrich gegen unbeheizten und polierten Edelstahl. Zum Vergleich ist der Mittelwert des dynamischen Reibungskoeffizienten von Trayforma Natura gegen polierten Edelstahl aus den letzten 10 Wiederholungen von jeweils 200 Versuchen innerhalb jeder Versuchsreihe (vgl. Abbildung 67c) dargestellt. Im Gegensatz zu Trayforma Natura hat der Normaldruck keinen Einfluss auf den dynamischen Reibungskoeffizienten für die beiden polymeren Beschichtungen und den Pigmentstrich. Die Normalkraftabhängigkeit von Trayforma Natura wurde in Abschnitt 5.3 mit der triboelektrischen Aufladung bzw. der Kumulation von Wasserstoffbrückenbindungen in Verbindung gebracht. Aufgrund der hydrophoben Oberflächeneigenschaften der beiden polymeren Beschichtungen, und

vermutlich auch des Pigmentstrichs, muss dieser physikalische Effekt nur eine untergeordnete Rolle spielen. Vielmehr kann die Normalkraftunabhängigkeit mit dem Verhalten von unbeschichteten Trayforma Natura gegen PTFE-Folie verglichen werden (vgl. Abbildung 68b).

Abbildung 96a zeigt den Einfluss der Halbzeugoberfläche auf den Verlauf des dynamischen Reibungskoeffizienten für einen Normaldruck  $p_{N,SZV}$  von 0,3 MPa als Mittelwert aus 100 Wiederholungen je Versuchsreihen gegen PTFE-Folie. Zum Vergleich ist der Mittelwert des dynamischen Reibungskoeffizienten aus den letzten 10 Wiederholungen einer Versuchsreihe mit 200 Wiederholungen für Trayforma Natura aus Abbildung 65a dargestellt. Wie schon in Abbildung 95a zeigt die Standardabweichung kein Wachstum des dynamischen Reibungskoeffizienten für die beiden Polymerschichten bzw. dem Pigmentstrich aufgrund einer triboelektrischen Aufladung. Der Normaldruck hat ebenso wie in Abbildung 95b keinen Einfluss auf den Mittelwert der dynamischen Reibungskoeffizienten für die untersuchten Halbzeugoberflächen (Abbildung 96b).

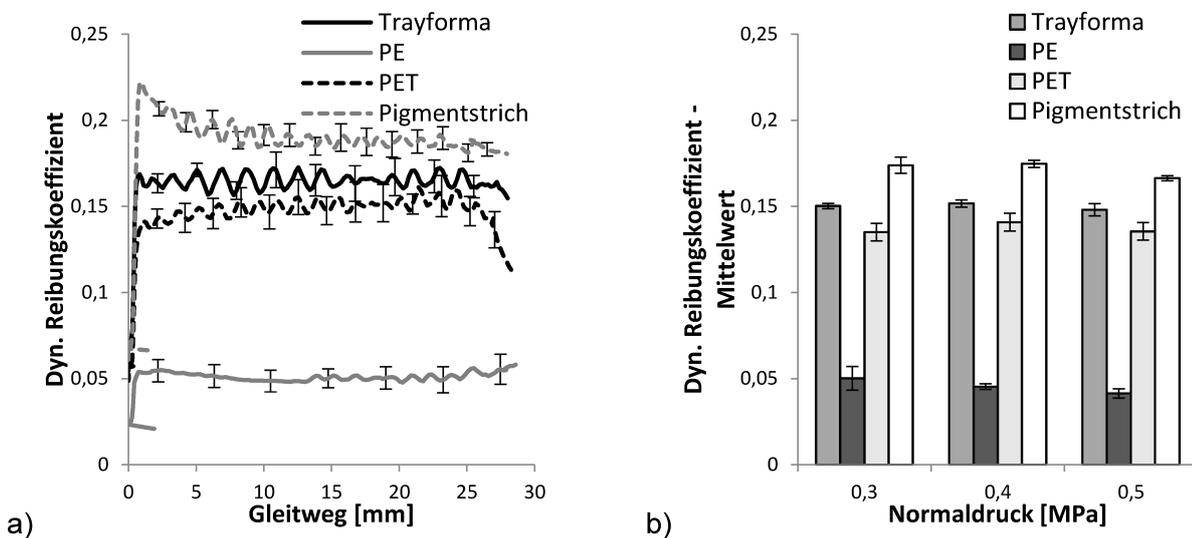


Abbildung 96: Einfluss der Halbzeugoberfläche gegen unbeheizte PTFE-Folie bei 23 °C auf den a) Verlauf des dynamischen Reibungskoeffizienten als Mittelwert aus jeweils 100 Wiederholungen bei 0,3 MPa und b) dem Mittelwert des dynamischen Reibungskoeffizienten aus dem Mittelwert von jeweils 100 Wiederholungen für drei Normaldruckniveaus

Hervorzuheben ist der wesentlich geringere dynamische Reibungskoeffizient von PE gegen PTFE-Folie im Vergleich zu PE gegen polierten Edelstahl aus Abbildung 95a. (BRIGHT & MALPASS, 1968) zeigen, dass aufgrund des katalytischen Verhaltens von Metalloberflächen durch Grenzflächenoxidation starke Bindungen zwischen Polyethylen und Stahl entstehen können. Eine abschließende Klärung der verantwortlichen Reibungsmechanismen setzt eine Analyse der Kontaktflächen auf der mikroskopischen Ebene voraus und muss Gegenstand nachfolgender Forschungsarbeiten sein.

### 6.3.2 Doppelstreifenzugversuch

Der Doppelstreifenzugversuch wird wie in Abschnitt 5.3.2 (vgl. Tabelle 9) ausschließlich mit unbeheizten Werkzeugen bei 23 °C durchgeführt. Im Gegensatz zu den polymeren Beschichtungen soll der Pigmentstrich die Bedruckbarkeit des Halbzeuges verbessern und ist deshalb beim Umformen durch Tiefziehen mit unmittelbarer Kompression meist in Richtung der Ziehbüchse orientiert. Aufgrund der Normkraftunabhängigkeit des dynamischen Reibungskoeffizienten von dem Pigmentstrich gegen polierten Edelstahl aus Abschnitt 6.3.1 (vgl. Abbildung 95b) wird im Folgenden nur der Einfluss durch den Übergang von PTFE-Folie auf polierten Edelstahl (vgl. Abbildung 69a) untersucht.

Abbildung 97a zeigt den Verlauf des dynamischen Reibungskoeffizienten für partiell mit PTFE-Folie präparierte Edelstahlwerkzeuge bei einer konstanten Normkraft  $F_{N,DSZV}$  von 1200 N. Zum Vergleich zeigt Abbildung 97a außerdem den Verlauf des dynamischen Reibungskoeffizienten von unbeschichteten Trayforma Natura gegen partiell mit PTFE-Folie präparierten Edelstahlwerkzeuge aus Abbildung 73a.

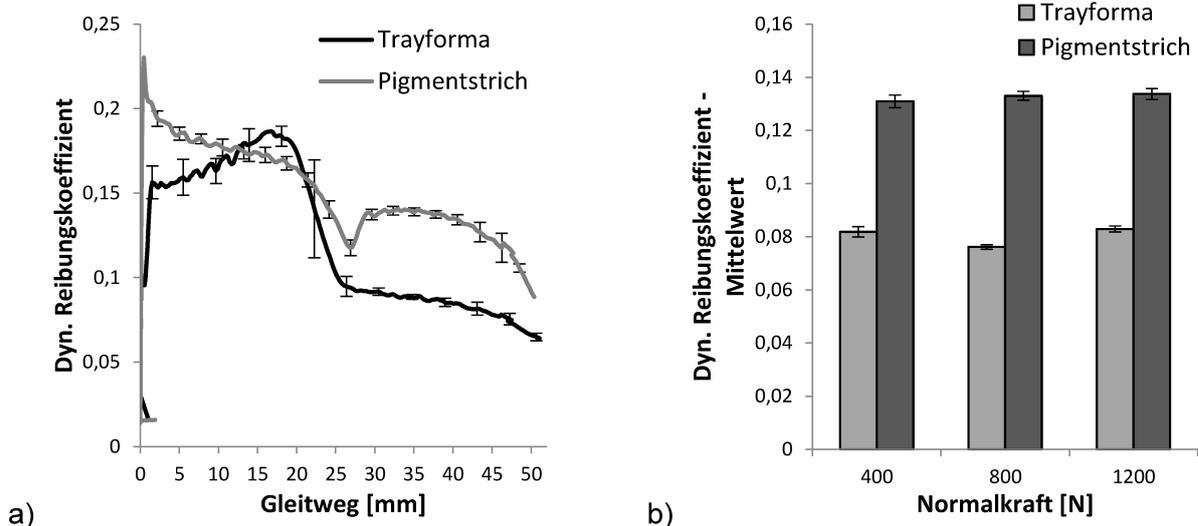


Abbildung 97: Einfluss der Halbzeugoberfläche bei 23 °C auf a) den Verlauf des dynamischen Reibungskoeffizienten beim Übergang von PTFE-Folie auf polierten Edelstahl für eine konstante Normkraft von 1200 N und auf b) die Mittelwerte des dynamischen Reibungskoeffizienten nach dem Übergang von PTFE-Folie auf poliertem Edelstahl

Der dynamische Reibungskoeffizient für den Pigmentstrich gegen die PTFE-Folie entspricht dem Verlauf aus dem Streifenzugversuch (vgl. Abbildung 96a). Durch den Übergang von PTFE-Folie auf polierten Edelstahl sinkt der dynamische Reibungskoeffizient signifikant ab, ähnlich dem Verhalten des unbeschichteten Trayforma Natura. Die Normlast hat ebenfalls keinen Einfluss auf den dynamischen Reibungskoeffizienten nach dem Übergang von PTFE-Folie auf polierten Edelstahl (Abbildung 97b).

## 6.4 STAUCHUNG IN BLATTEBENE

Der Stauchungsversuch wird wie in Abschnitt 5.4.1 (vgl. Tabelle 11) durchgeführt. Die Ergebnisse aus Abschnitt 5.4.1 haben gezeigt, dass es einen linearen Zusammenhang zwischen der Anisotropie und der Stauchungskraft in Blattebene gibt (vgl. Abbildung 83a und Abbildung 83b), weshalb im Folgenden alle untersuchten Halbzeugzuschnitte  $45^\circ$  zwischen MD und CD orientiert sind.

Abbildung 98a zeigt den Einfluss der Halbzeuge auf den Verlauf der Stauchungskraft in Blattebene für einen Normaldruck  $p_{N,STV}$  von 0,3 MPa. Für eine bessere Übersicht wurde die Standardabweichung innerhalb des Diagramms nicht dargestellt. Alle Stauchungskraftverläufe verhalten sich qualitativ ähnlich. Nach einem steilen Anstieg auf ein globales Maximum der Stauchungskraft nach ca. 10 % des Stauchungsverhältnisses, sinkt die Stauchungskraft anschließend signifikant auf ein nahezu konstantes Plateau ab.

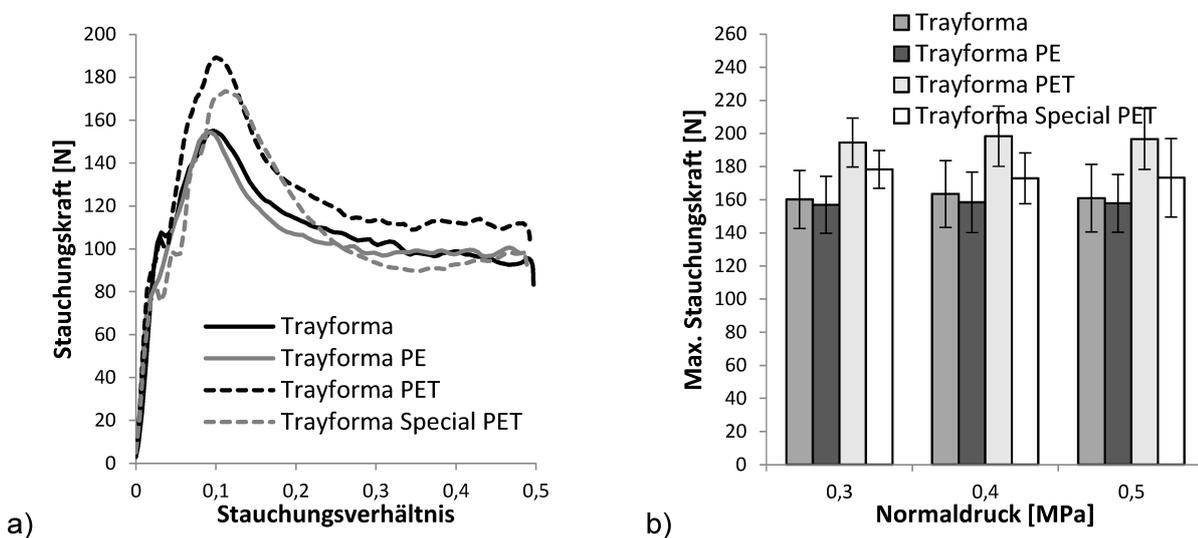


Abbildung 98: Einfluss des Halbzeugs bei  $23^\circ\text{C}$  auf a) den Stauchungskraftverlauf für einen Normaldruck von 0,3 MPa und auf b) das globale Maximum des Stauchungskraftverlaufs für drei Normaldruckniveaus

Die Stauchungskraftverläufe von Trayforma und Trayforma PE sind nahezu identisch. Beide Halbzeuge weisen die gleiche Grammat auf, nur Trayforma PE besitzt zusätzlich eine dünne PE-Beschichtung von  $15\ \mu\text{m}$ . Im Gegensatz dazu zeigt Trayforma PET mit einer dickeren Beschichtung von  $40\ \mu\text{m}$ , aber der gleichen Grammat des Frischfasermaterials, eine signifikant größere Stauchungskraft. Das heißt, bei gleicher Grammat des faserbasierten Grundmaterials steigt der Stauchungswiderstand mit zunehmender Beschichtungsstärke an. Im Gegensatz dazu sinkt der Stauchungswiderstand trotz steigender Beschichtungsstärke für Trayforma Special PET mit  $50\ \mu\text{m}$  PET und zusätzlichem Pigmentstrich korrespondierend zur geringeren Grammat des Fasermaterials. Der Einfluss einzelner Komponenten der Halbzeuge auf den Stauchungswiderstand lässt sich hieraus aber nicht sicher ableiten. In nachfolgenden Forschungsarbeiten sollten Verbundmaterialien untersucht werden, deren

Grammatur und Beschichtungsdicke ähnlich sind, wodurch der Einfluss des Beschichtungsmaterials isoliert, betrachtet werden kann.

Abbildung 98b zeigt den Einfluss des Normaldrucks  $p_{N,STV}$  auf die globalen Maxima des Stauchungskraftverlaufs für alle Halbzeuge aus Tabelle 13. Der Normaldruck  $p_{N,STV}$  hat keinen Einfluss auf das globale Maximum des Stauchungskraftverlaufs, weder mit noch ohne Beschichtung, ähnlich zu den Ergebnissen aus Abschnitt 5.4.1, Abbildung 84b.

## 6.5 VALIDIERUNGSVERSUCH

Zur Validierung der Ergebnisse aus den Abschnitten 6.2, 6.3 und 6.4 wird wie in Abschnitt 5.4.2 ein empirisches Modell des Stempelkraftverlaufs aus Gl. 31 gebildet und mit den gemessenen Stempelkraftverläufen  $F_{ZS,4}$  ( $s_{ZS}$ ) aus dem Tiefziehversuch ohne unmittelbare Kompression bzw. Tiefziehvariante 4 (vgl. Abbildung 87) verglichen.

Der dynamische Reibungskoeffizient der polymeren Funktionsschichten bzw. des Pigmentstrichs hat sich auch gegen polierten Edelstahl als reproduzierbar erwiesen und wird dementsprechend auch mit den Ergebnissen gegen Edelstahl rekonstruiert. Daraus ergeben sich für jedes Halbzeug jeweils zwei Werkzeugkonfigurationen, die in Tabelle 14 zusammengefasst dargestellt sind.

Tabelle 14: Übersicht Halbzeug-/ Werkzeugoberflächen-Kombinationen

<b>Halbzeug</b>	<b>Ziehbüchse</b>	<b>Faltenhalter</b>
Trayforma PE	PTFE-Folie	PTFE-Folie
	PTFE-Folie	Polierter Edelstahl
Trayforma PET	PTFE-Folie	PTFE-Folie
	PTFE-Folie	Polierter Edelstahl
Trayforma Special PET	PTFE-Folie	PTFE-Folie
	Polierter Edelstahl	Polierter Edelstahl

Abbildung 99a zeigt das Stempelkraftprofil  $F_{ZS,4}$  ( $s_{ZS}$ ) für Trayforma PE gegen die Werkzeugoberflächen-Kombinationen PTFE-Folie/ PTFE-Folie für drei Faltenhalterdruckniveaus. Wie in Abschnitt 5.4.2, für das Referenzmaterial, bleibt der Halbzeugzuschnitt länger unterhalb des Faltenhalters, als der SOLL-Wert der Zargenhöhe  $h_{ZT}$  von 25 Millimetern. Für den Vergleich zwischen dem Stempelkraftprofil  $F_{ZS,4}$  ( $s_{ZS}$ ) und dem empirischen Modell  $F_{PK,4}$  ( $s_{HZ,FH}$ ) für einen Faltenhalterdruck  $p_{N,FH}$  von 0,3 MPa in Abbildung 99b wird das Stempelkraftprofil wie in Abschnitt 5.4.2, 25 Millimeter rückwirkend von der Stelle betrachtet, an der die Stempelkraft vollständig abgesunken ist. Zusätzlich sind die empirischen Modelle des Stauchungskraftverlaufs  $F_{St,PK,4}$  ( $s_{HZ,FH}$ ) (Gl. 24), sowie die Verläufe aller aktiven Reibungskraft-  $F_{R,PK,4}$  ( $s_{HZ,FH}$ ) (Gl. 30) und Biegekräftkomponenten  $F_{B,PK,4}$  ( $s_{HZ,FH}$ ) (Gl. 27) dargestellt. Die globalen Maxima des Stempelkraftprofils  $F_{ZS,4}$  ( $s_{ZS}$ ) und des empirischen Modells  $F_{PK,4}$  ( $s_{HZ,FH}$ ) sind nahezu identisch, allerdings weicht der Verlauf

beider Stempelkraftkurven, im Vergleich zu den Ergebnissen aus Abbildung 89b, mit zunehmender Stempelbewegung signifikant voneinander ab. Der dynamische Reibungskoeffizient für PE gegen PTFE-Folie ist mit ca. 0,05 vergleichsweise gering (vgl. Abbildung 96a). Systematische Messfehler durch den Versuchsaufbau, wie beispielsweise Reibung innerhalb der Messstrecke, haben dadurch einen signifikant größeren Einfluss, wodurch vermutlich auch das empirische Modell beeinflusst wird.

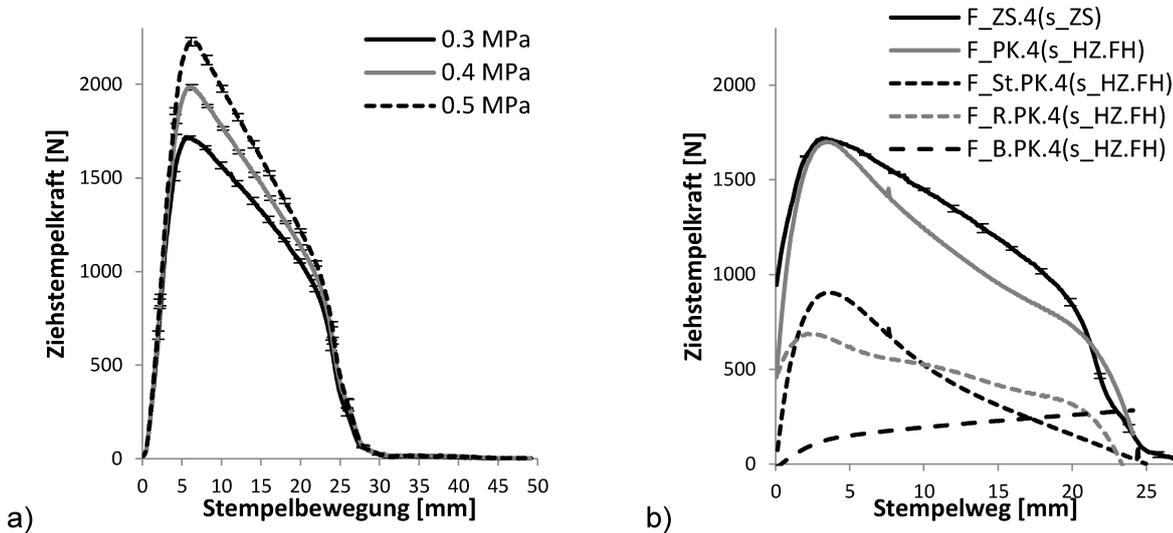


Abbildung 99: a) Ziehstempelkraftverlauf  $F_{ZS.4}(s_{ZS})$  für drei Faltenhalterdruckniveaus  $p_{N.FH}$  von Trayforma PE gegen die Werkzeugoberflächenkonfiguration PTFE-Folie/ PTFE-Folie; b) Vergleich zwischen dem angepassten Ziehstempelkraftprofil  $F_{ZS.4}(s_{ZS})$  und dem empirischen Modell der Prozesskräfte  $F_{PK.4}(s_{HZ.FH})$  für einen Faltenhalterdruck  $p_{N.FH}$  von 0,3 MPa; sowie die empirischen Modelle aller aktiven Prozesskraftkomponenten während Tiefziehvariante 4

Abbildung 100 zeigt den Vergleich zwischen dem Ziehstempelkraftprofil  $F_{ZS.4}(s_{ZS})$  und dem empirischen Modell  $F_{PK.4}(s_{HZ.FH})$  für Trayforma PE gegen die Werkzeugoberflächen-Kombinationen PTFE-Folie / PTFE-Folie für drei Faltenhalterdruckniveaus. Im Vergleich mit den Ergebnissen aus Abbildung 89, nimmt die Übereinstimmung zwischen den gemessenen und rekonstruierten Ziehstempelkraftkurven mit zunehmenden Faltenhalterdruck ab. Allerdings befindet sich die Differenz zwischen den globalen Maxima des Ziehstempelkraftprofils  $F_{ZS.4}(s_{ZS})$  und des empirischen Modells  $F_{PK.4}(s_{HZ.FH})$  mit maximal 5 % in einem akzeptablen Bereich (vgl. Tabelle 15).

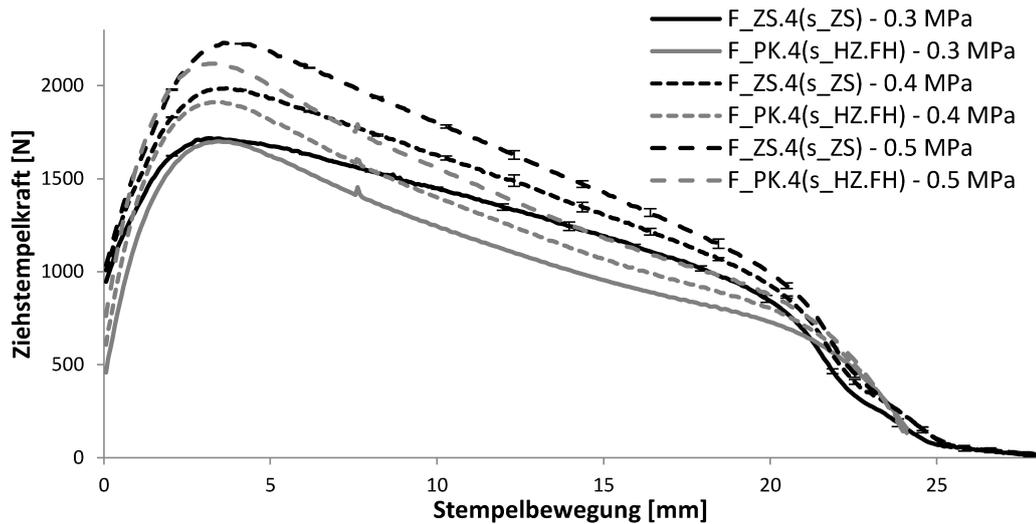


Abbildung 100: Vergleich zwischen dem angepassten Ziehstempelkraftprofil  $F_{ZS.4}(s_{ZS})$  und dem empirischen Modell der Prozesskräfte  $F_{PK.4}(s_{HZ.FH})$  für drei Faltenhalterdruckniveaus von Trayforma PE gegen die Werkzeugoberflächenkonfiguration PTFE-Folie / PTFE-Folie

Tabelle 15: Vergleich der rekonstruierten und gemessenen globalen Maxima der Stempelkraftkurve sowie deren prozentuale Abweichung voneinander für die Werkzeugkonfiguration PTFE-Folie / PTFE-Folie gegen Trayforma PE

Faltenhalterdruck	Max. $F_{PK.4}(s_{HZ.FH})$	Max. $F_{ZS.4}(s_{ZS})$	Differenz
0,3 MPa	1700,6 N	1718,2 N	1,0 %
0,4 MPa	1911,3 N	1985,9 N	3,7 %
0,5 MPa	2118,6 N	2230,7 N	5,0 %

Abbildung 101a zeigt das Stempelkraftprofil  $F_{ZS.4}(s_{ZS})$  für Trayforma PE gegen die Werkzeugoberflächen-Kombinationen PTFE-Folie / polierter Edelstahl für einen Faltenhalterdruck  $p_{N.FH}$  von 0,3 MPa. Aufgrund des vergleichsweise hohen Reibungskoeffizienten zwischen PE und poliertem Edelstahl (vgl. Abbildung 95a) konnten in Tiefziehvariante 4 keine Ziehteile mit mehr als 0,3 MPa Faltenhalterdruck hergestellt werden. Wie in Abbildung 99a sinkt das Stempelkraftprofil erst nach ca. 28 Millimetern vollständig ab, weshalb  $F_{ZS.4}(s_{ZS})$  für den Vergleich mit dem empirischen Modell  $F_{PK.4}(s_{HZ.FH})$  in Abbildung 101b entsprechend angepasst wird. Im Gegensatz zu den Ergebnissen aus Abbildung 99b bildet das empirische Modell  $F_{PK.4}(s_{HZ.FH})$  das Stempelkraftprofil  $F_{ZS.4}(s_{ZS})$  nahezu identisch ab (vgl. Tabelle 16). Durch den relativ hohen dynamischen Reibungskoeffizienten zwischen PE und poliertem Edelstahl fallen systematische Messfehler aus dem Messaufbau weniger stark in Gewicht, wodurch auch die Erklärung der Ergebnisse aus Abbildung 99b bestärkt wird. Die Auswertung der empirischen Modelle der drei wesentlichen Prozesskraftkomponenten Stauchung, Reibung und Biegung zeigt außerdem im Vergleich zu den Ergebnissen in Abbildung 99b, welchen signifikanten Einfluss die Werkzeugoberfläche hat. Für die Herstellung von Ziehteilen mit einer PE-Beschichtung sollten demnach zwingend mit PTFE-beschichtete Werkzeuge verwendet werden. Zukünftig sollte die

Bewertung der Zugfestigkeit als Grenzwertbetrachtung in Kombination mit der empirischen Modellierung berücksichtigt werden. Dadurch wäre die Bewertung der Produktionsgrenzen für Gutteile aus den Ergebnissen der Ersatzversuche denkbar.

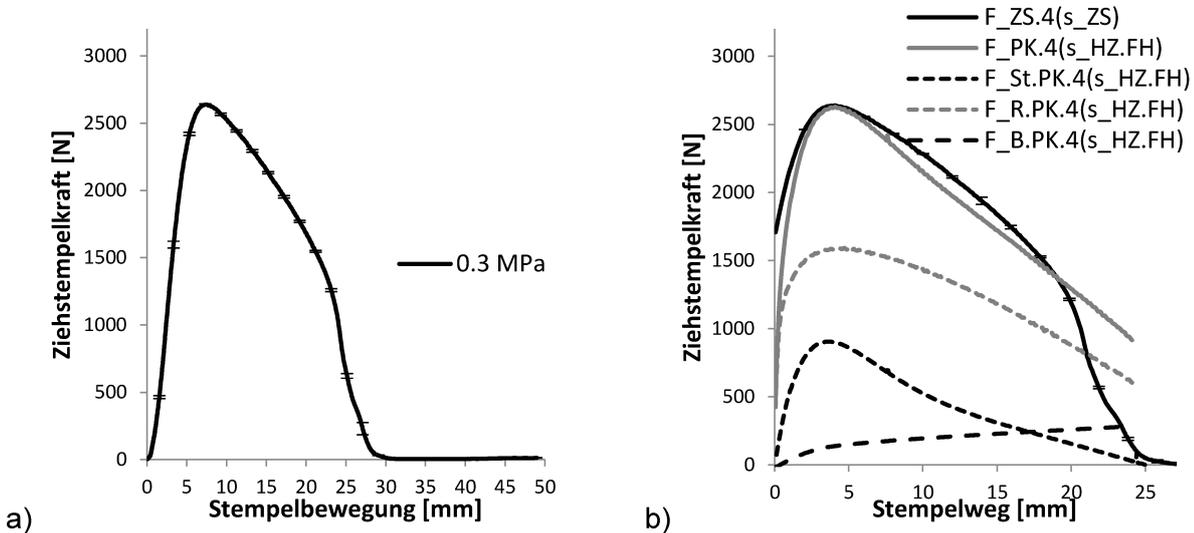


Abbildung 101: a) Ziehstempelkraftverlauf  $F_{ZS.4}(s_{ZS})$  für einen Faltenhalterdruck  $p_{N.FH}$  von 0,3 MPa von Trayforma PE gegen die Werkzeugoberflächenkonfiguration PTFE-Folie/ polierter Edelstahl; b) Vergleich zwischen dem angepassten Ziehstempelkraftprofil  $F_{ZS.4}(s_{ZS})$  und dem empirischen Modell der Prozesskräfte  $F_{PK.4}(s_{HZ.FH})$  für einen Faltenhalterdruck  $p_{N.FH}$  von 0,3 MPa; sowie die empirischen Modelle aller aktiven Prozesskraftkomponenten während Tiefziehvariante 4

Tabelle 16: Vergleich der rekonstruierten und gemessenen globalen Maxima der Ziehstempelkraftkurve sowie deren prozentuale Abweichung voneinander für die Werkzeugkonfiguration Teflonfolie / polierter Edelstahl gegen Trayforma PE

Faltenhalterdruck	Max. $F_{PK.4}(s_{HZ.FH})$	Max. $F_{ZS.4}(s_{ZS})$	Differenz
0,3 MPa	2628,0 N	2637,4 N	0,3 %

Abbildung 102a zeigt das Ziehstempelkraftprofil  $F_{ZS.4}(s_{ZS})$  für Trayforma PET gegen die Werkzeugoberflächen-Kombinationen PTFE-Folie / PTFE-Folie für drei Faltenhalterdruckniveaus. Für den Vergleich zwischen dem Ziehstempelkraftprofil  $F_{ZS.4}(s_{ZS})$  und dem empirischen Modell  $F_{PK.4}(s_{HZ.FH})$  für einen Faltenhalterdruck  $p_{N.FH}$  von 0,3 MPa in Abbildung 102b wird das Stempelkraftprofil 25 Millimeter rückwirkend von der Stelle betrachtet, an der die Ziehstempelkraft vollständig abgesunken ist. Zusätzlich sind die empirischen Modelle des Stauchungskraftverlaufs  $F_{St.PK.4}(s_{HZ.FH})$  (Gl. 24), sowie die Verläufe aller aktiven Reibungskraft-  $F_{R.PK.4}(s_{HZ.FH})$  (Gl. 30) und Biegekraftkomponenten  $F_{B.PK.4}(s_{HZ.FH})$  (Gl. 27) dargestellt. Das Ziehstempelkraftprofil  $F_{ZS.4}(s_{ZS})$  und das empirische Modell  $F_{PK.4}(s_{HZ.FH})$  stimmen jeweils qualitativ und quantitativ überein.

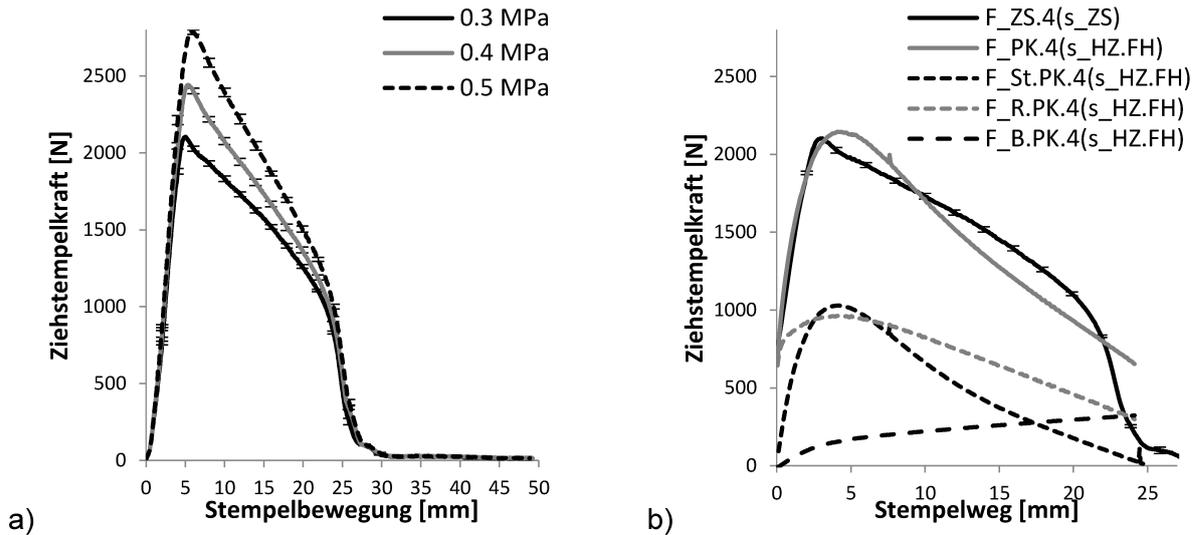


Abbildung 102: a) Ziehstempelkraftverlauf  $F_{ZS.4}(s_{ZS})$  für drei Faltenhalterdruckniveaus  $p_{N.FH}$  von Trayforma PET gegen die Werkzeugoberflächenkonfiguration PTFE-Folie/PTFE-Folie; b) Vergleich zwischen dem angepassten Ziehstempelkraftprofil  $F_{ZS.4}(s_{ZS})$  und dem empirischen Modell der Prozesskräfte  $F_{PK.4}(s_{HZ.FH})$  für einen Faltenhalterdruck  $p_{N.FH}(s_{SZ})$  von 0,3 MPa; sowie die empirischen Modelle aller aktiven Prozesskraftkomponenten während Tiefziehvariante 4

Abbildung 103 zeigt den Vergleich zwischen dem Stempelkraftprofil  $F_{ZS.4}(s_{ZS})$  und dem empirischen Modell  $F_{PK.4}(s_{HZ.FH})$  für Trayforma PET gegen die Werkzeugoberflächen-Kombinationen PTFE-Folie / PTFE-Folie für drei Faltenhalterdruckniveaus. Für alle drei Faltenhalterdruckniveaus stimmen die Kurvenverläufe und die globalen Maxima (vgl. Tabelle 17) überein.

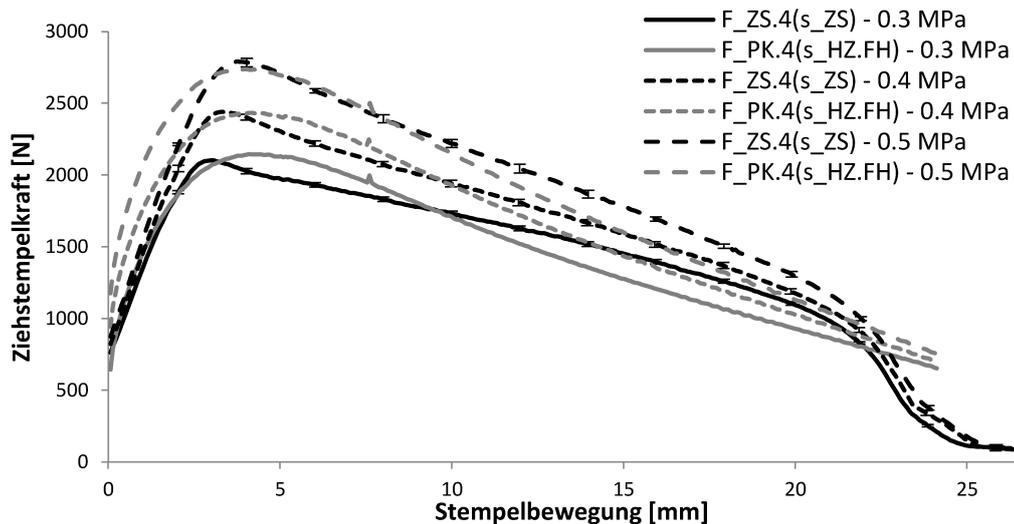


Abbildung 103: Vergleich zwischen dem angepassten Ziehstempelkraftprofil  $F_{ZS.4}(s_{ZS})$  und dem empirischen Modell der Prozesskräfte  $F_{PK.4}(s_{HZ.FH})$  für drei Faltenhalterdruckniveaus von Trayforma PET gegen die Werkzeugoberflächenkonfiguration PTFE-Folie / PTFE-Folie

Tabelle 17: Vergleich der rekonstruierten und gemessenen globalen Maxima der Ziehstempelkraftkurve sowie deren prozentuale Abweichung voneinander für die Werkzeugkonfiguration PTFE-Folie / PTFE-Folie gegen Trayforma PET

Faltenhalterdruck	Max. $F_{PK,4}(s_{HZ,FH})$	Max. $F_{ZS,4}(s_{ZS})$	Differenz
0,3 MPa	2145,1 N	2103,5 N	1,9 %
0,4 MPa	2433,6 N	2440,4 N	0,3 %
0,5 MPa	2738,6 N	2790,5 N	1,8 %

Abbildung 104a zeigt das Stempelkraftprofil  $F_{ZS,4}(s_{ZS})$  für Trayforma PET gegen die Werkzeugoberflächen-Kombinationen PTFE-Folie / polierter Edelstahl für drei Faltenhalterdruckniveaus. Abbildung 104b zeigt den Vergleich zwischen dem angepassten Stempelkraftprofil  $F_{ZS,4}(s_{ZS})$  und dem empirischen Modell  $F_{PK,4}(s_{HZ,FH})$  für einen Faltenhalterdruck  $p_{N,FH}(s_{SZ})$  von 0,3 MPa, sowie die empirischen Modelle  $F_{St.PK,4}(s_{HZ,FH})$  (Gl. 24),  $F_{R.PK,4}(s_{HZ,FH})$  (Gl. 30) und  $F_{B.PK,4}(s_{HZ,FH})$  (Gl. 27). Das Stempelkraftprofil  $F_{ZS,4}(s_{ZS})$  und das empirische Modell  $F_{PK,4}(s_{HZ,FH})$  stimmen jeweils qualitativ und quantitativ überein. Der Vergleich zwischen den empirischen Modellen  $F_{R.PK,4}(s_{HZ,FH})$  in Abbildung 102b und Abbildung 104b zeigt, das für den Einsatz von mit PET-beschichteten Halbzeugen keine zusätzliche Werkzeugbeschichtung erforderlich ist.

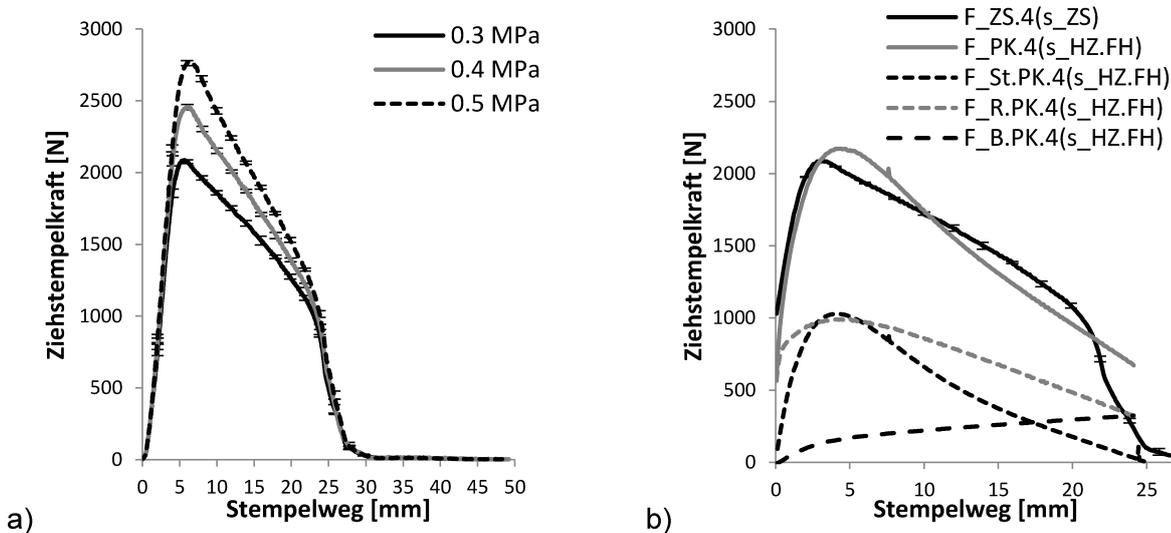


Abbildung 104: a) Ziehstempelkraftverlauf  $F_{ZS,4}(s_{ZS})$  für drei Faltenhalterdruckniveaus  $p_{N,FH}(s_{SZ})$  von Trayforma PET gegen die Werkzeugoberflächenkonfiguration PTFE-Folie/ polierter Edelstahl; b) Vergleich zwischen dem angepassten Ziehstempelkraftprofil  $F_{ZS,4}(s_{ZS})$  und dem empirischen Modell der Prozesskräfte  $F_{PK,4}(s_{HZ,FH})$  für einen Faltenhalterdruck  $p_{N,FH}(s_{SZ})$  von 0,3 MPa; sowie die empirischen Modelle aller aktiven Prozesskraftkomponenten während Tiefziehvariante 4

Abbildung 105 zeigt den Vergleich zwischen dem Ziehstempelkraftprofil  $F_{ZS,4}(s_{ZS})$  und dem empirischen Modell  $F_{PK,4}(s_{HZ,FH})$  für Trayforma PET gegen die Werkzeugoberflächen-Kombinationen PTFE-Folie/ polierter Edelstahl für drei Faltenhalterdruckniveaus. Für alle drei

Faltenhalterdruckniveaus stimmen die Kurvenverläufe und die globalen Maxima (vgl. Tabelle 18) überein. Ein weiterer Beweis der Zuverlässigkeit der Modellierung ist, dass sich die Stempelkraftkurven von PET gegen beide Werkzeugkonfigurationen quantitativ stark ähneln. Genau wie die beiden korrespondierenden Verläufe des dynamischen Reibungskoeffizienten in Abbildung 95a und Abbildung 96a.

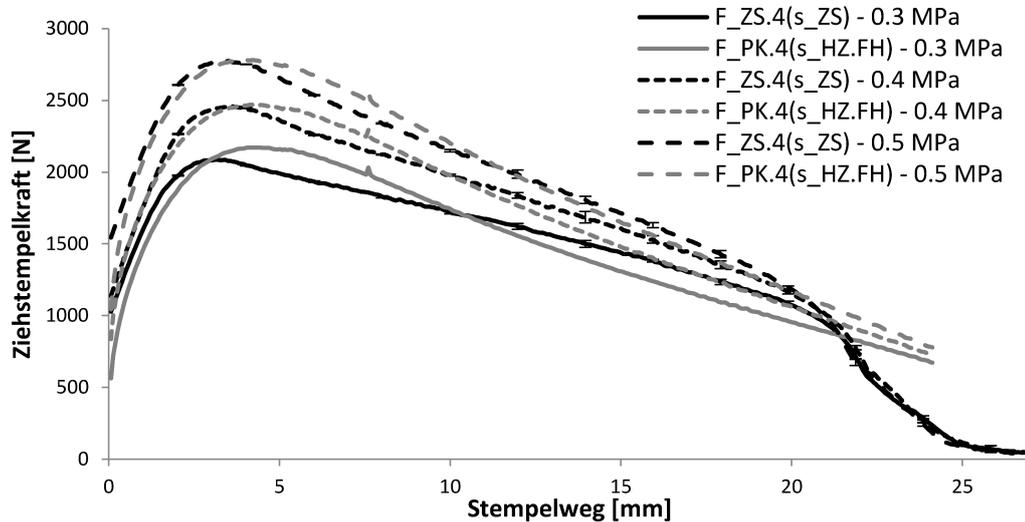


Abbildung 105: Vergleich zwischen dem angepassten Ziehstempelkraftprofil  $F_{ZS.4}(s_{ZS})$  und dem empirischen Modell der Prozesskräfte  $F_{PK.4}(s_{HZ.FH})$  für drei Faltenhalterdruckniveaus mit Trayforma PET gegen die Werkzeugoberflächenkonfiguration Teflonfolie / polierter Edelstahl

Tabelle 18: Vergleich der rekonstruierten und gemessenen globalen Maxima der Ziehstempelkraftkurve sowie deren prozentuale Abweichung voneinander für die Werkzeugkonfiguration PTFE-Folie / polierter Edelstahl gegen Trayforma PET

Faltenhalterdruck	Max. $F_{PK.4}(s_{HZ.FH})$	Max. $F_{ZS.4}(s_{ZS})$	Differenz
0,3 MPa	2172,6 N	2086,9 N	4,1 %
0,4 MPa	2469,9 N	2458,4 N	0,5 %
0,5 MPa	2782,2 N	2775,4 N	0,2 %

Abbildung 106a zeigt das Ziehstempelkraftprofil  $F_{ZS.4}(s_{ZS})$  für Trayforma Special PET gegen die Werkzeugoberflächen-Kombinationen PTFE-Folie / PTFE-Folie für drei Faltenhalterdruckniveaus. Für den Vergleich zwischen dem Ziehstempelkraftprofil  $F_{ZS.4}(s_{ZS})$  und dem empirischen Modell  $F_{PK.4}(s_{HZ.FH})$  für einen Faltenhalterdruck  $p_{N.FH}$  von 0,3 MPa in Abbildung 106b wird das Ziehstempelkraftprofil 25 Millimeter rückwirkend von der Stelle betrachtet, an der die Ziehstempelkraft vollständig abgesunken ist. Zusätzlich sind die empirischen Modelle des Stauchungskraftverlaufs  $F_{St.PK.4}(s_{HZ.FH})$  (Gl. 24), sowie die Verläufe aller aktiven Reibungskraft-  $F_{R.PK.4}(s_{HZ.FH})$  (Gl. 30) und Biegekräftkomponenten  $F_{B.PK.4}(s_{HZ.FH})$  (Gl. 27) dargestellt. Das Ziehstempelkraftprofil  $F_{ZS.4}(s_{ZS})$  und das empirische Modell  $F_{PK.4}(s_{HZ.FH})$  stimmen jeweils qualitativ und quantitativ überein.

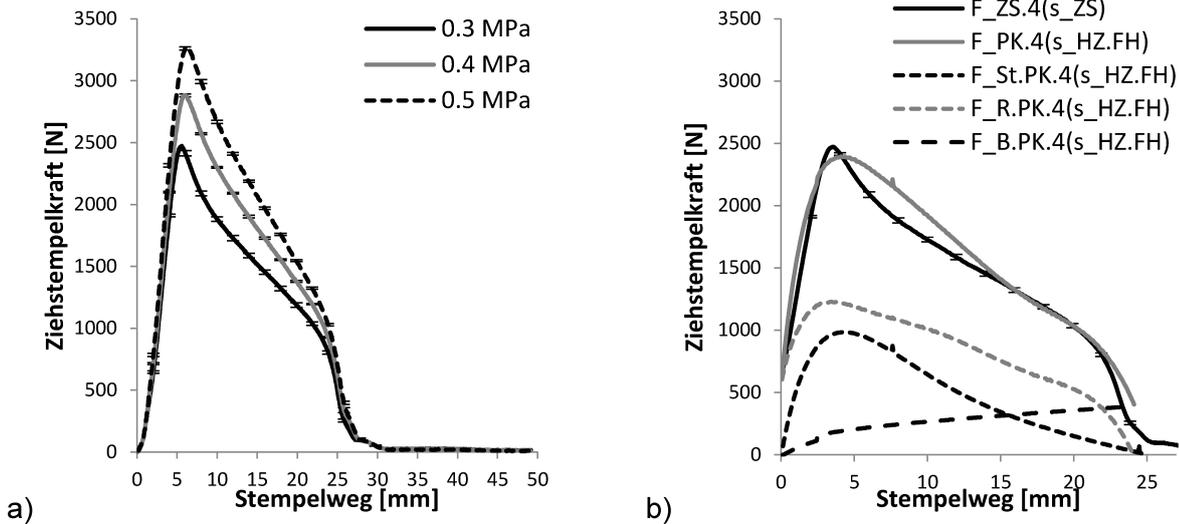


Abbildung 106: a) Ziehstempelkraftverlauf  $F_{ZS.4}(s_{ZS})$  für drei Faltenhalterdruckniveaus  $p_{N,FH}$  von Trayforma Special PET gegen die Werkzeugoberflächenkonfiguration PTFE-Folie / PTFE-Folie; b) Vergleich zwischen dem angepassten Ziehstempelkraftprofil  $F_{ZS.4}(s_{ZS})$  und dem empirischen Modell der Prozesskräfte  $F_{PK.4}(s_{HZ,FH})$  für einen Faltenhalterdruck  $p_{N,FH}$  von 0,3 MPa; sowie die empirischen Modelle aller aktiven Prozesskraftkomponenten während Tiefziehvariante 4

Abbildung 107 zeigt den Vergleich zwischen dem Ziehstempelkraftprofil  $F_{ZS.4}(s_{ZS})$  und dem empirischen Modell  $F_{PK.4}(s_{HZ,FH})$  für Trayforma Special PET gegen die Werkzeugoberflächen-Kombinationen PTFE-Folie / PTFE-Folie für drei Faltenhalterdruckniveaus. Für alle drei Faltenhalterdruckniveaus stimmen die Kurvenverläufe und die globalen Maxima (vgl. Tabelle 19) überein.

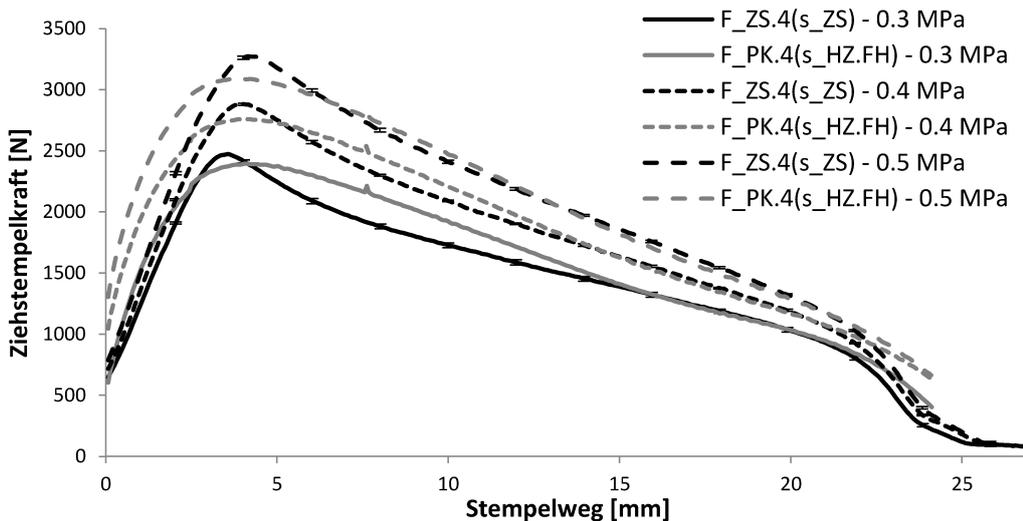


Abbildung 107: Vergleich zwischen dem angepassten Ziehstempelkraftprofil  $F_{ZS.4}(s_{ZS})$  und dem empirischen Modell der Prozesskräfte  $F_{PK.4}(s_{HZ,FH})$  für drei Faltenhalterdruckniveaus von Trayforma Special PET gegen die Werkzeugoberflächenkonfiguration PTFE-Folie / PTFE-Folie

Tabelle 19: Vergleich der rekonstruierten und gemessenen globalen Maxima der Ziehstempelkraftkurve sowie deren prozentuale Abweichung voneinander für die Werkzeugkonfiguration Teflonfolie / Teflonfolie gegen Trayforma Special PET

Faltenhalterdruck	Max. $F_{PK,4} (s_{HZ,FH})$	Max. $F_{ZS,4} (s_{ZS})$	Differenz
0,3 MPa	2394,5 N	2473,1 N	3,2 %
0,4 MPa	2759,5 N	2883,4 N	4,3 %
0,5 MPa	3090,6 N	3272,6 N	5,5 %

Abbildung 108a zeigt das Ziehstempelkraftprofil  $F_{ZS,4} (s_{ZS})$  für Trayforma Special PET gegen die Werkzeugoberflächen-Kombinationen polierter Edelstahl / polierter Edelstahl für drei Faltenhalterdruckniveaus. Für den Vergleich zwischen dem Ziehstempelkraftprofil  $F_{ZS,4} (s_{ZS})$  und dem empirischen Modell  $F_{PK,4} (s_{HZ,FH})$  für einen Faltenhalterdruck  $p_{N,FH} (s_{SZ})$  von 0,3 MPa in Abbildung 108b wird das Stempelkraftprofil 25 Millimeter rückwirkend von der Stelle betrachtet, an der die Ziehstempelkraft vollständig abgesunken ist. Zusätzlich sind die empirischen Modelle des Stauchungskraftverlaufs  $F_{St,PK,4} (s_{HZ,FH})$  (Gl. 24), sowie die Verläufe aller aktiven Reibungskraft-  $F_{R,PK,4} (s_{HZ,FH})$  (Gl. 30) und Biegekraftkomponenten  $F_{B,PK,4} (s_{HZ,FH})$  (Gl. 27) dargestellt. Das Ziehstempelkraftprofil  $F_{ZS,4} (s_{ZS})$  und das empirische Modell  $F_{PK,4} (s_{HZ,FH})$  stimmen jeweils qualitativ und quantitativ überein.

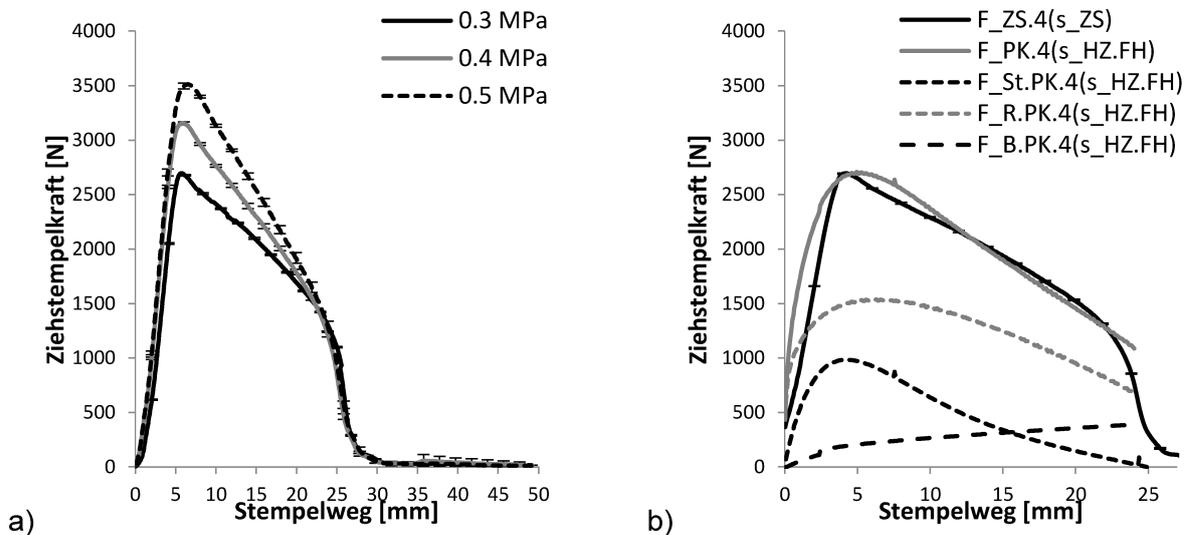


Abbildung 108: a) Ziehstempelkraftverlauf  $F_{ZS,4} (s_{ZS})$  für drei Faltenhalterdruckniveaus  $p_{N,FH}$  von Trayforma Special PET gegen die Werkzeugoberflächenkonfiguration polierter Edelstahl/ polierter Edelstahl; b) Vergleich zwischen dem angepassten Ziehstempelkraftprofil  $F_{ZS,4} (s_{ZS})$  und dem empirischen Modell der Prozesskräfte  $F_{PK,4} (s_{HZ,FH})$  für einen Faltenhalterdruck  $p_{N,FH}$  von 0,3 MPa; sowie die empirischen Modelle aller aktiven Prozesskraftkomponenten während Tiefziehvariante 4

Abbildung 109 zeigt den Vergleich zwischen dem Ziehstempelkraftprofil  $F_{ZS,4} (s_{ZS})$  und dem empirischen Modell  $F_{PK,4} (s_{HZ,FH})$  für Trayforma Special PET gegen die Werkzeugoberflächen-Kombinationen polierter Edelstahl / polierter Edelstahl für drei Faltenhalterdruckniveaus. Die

Übereinstimmung von Modell und Messung nimmt mit zunehmenden Faltenhalterdruck ab, liegt aber noch in einem akzeptablen Bereich (vgl. Tabelle 20). Dementsprechend muss der Sprungeffekt (vgl. Abbildung 97a) immer nur beim Wechsel zwischen zwei unterschiedlichen Werkzeugoberflächen berücksichtigt werden. Wenn das Werkzeug ausschließlich aus einer gleichbleibenden Oberflächenschicht besteht und der dynamische Reibungskoeffizient unabhängig von der Normallast ist bzw. nicht durch eine triboelektrische Aufladung beeinflusst wird, genügt die Ermittlung des dynamischen Reibungskoeffizienten im Streifenzugversuch.

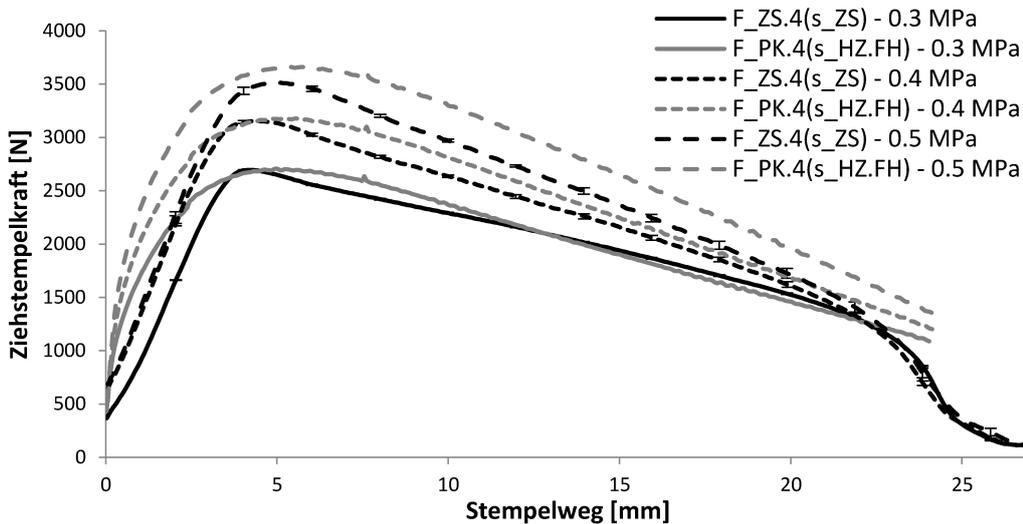


Abbildung 109: Vergleich zwischen dem angepassten Ziehstempelkraftprofil  $F_{ZS.4}(s_{ZS})$  und dem empirischen Modell der Prozesskräfte  $F_{PK.4}(s_{HZ.FH})$  für drei Faltenhalterdruckniveaus von Trayforma Special PET gegen die Werkzeugoberflächenkonfiguration polierter Edelstahl / polierter Edelstahl

Tabelle 20: Vergleich der rekonstruierten und gemessenen globalen Maxima der Ziehstempelkraftkurve sowie deren prozentuale Abweichung voneinander für die Werkzeugkonfiguration polierter Edelstahl / polierter Edelstahl gegen Trayforma Special PET

Faltenhalterdruck	Max. $F_{PK.4}(s_{HZ.FH})$	Max. $F_{ZS.4}(s_{ZS})$	Differenz
0,3 MPa	2708,4 N	2695,7 N	0,5 %
0,4 MPa	3181,4 N	3154,2 N	0,8 %
0,5 MPa	3661,2 N	3512,7 N	4,2 %

## 7 ZUSAMMENFASSUNG UND AUSBLICK

Innerhalb der vorliegenden Arbeit wurden geeignete Ersatzversuche entwickelt bzw. aus dem Stand der Technik ausgewählt, um die Prozesskräfte aus dem Umformprozess Tiefziehen mit unmittelbarer Kompression unter einem verarbeitungsrelevanten Beanspruchungskollektiv ex-situ darstellen zu können. Zur technischen Umsetzung der Ersatzversuche wurde ein flexibler Versuchsträger entwickelt, dessen modularer Aufbau weitreichenden Variationsraum bei der Darstellung von diversen Belastungssituationen zulässt.

Mit Hilfe von Tiefziehversuchen mit unmittelbarer Kompression wurden Prüfparameter und geometrische Abmessungen für die Ersatzversuche festgelegt. Während der Referenzversuche konnten folgende wesentliche Ergebnisse festgestellt werden:

1. Um dem Einfluss von Oberflächenverunreinigungen zu vermeiden, müssen die Umformwerkzeuge vor jeder Versuchsreihe mit einem Baumwolltuch und Aceton gereinigt werden.
2. Das Niveau des Stempelkraftverlaufs von unbeschichteten Fasermaterial gegen polierte und unbeheizte Edelstahlwerkzeuge bei 23 °C, steigt mit der Anzahl an Wiederholungen innerhalb einer Versuchsreihe kontinuierlich an. Sobald eine materialspezifische Belastungsgrenze erreicht ist, führt jeder weitere Umformversuch zum Riss des Ziehteils. Erst durch die Behandlung der Oberfläche mit einem Baumwolltuch und Aceton können wieder intakte Ziehteile produziert werden. Außerdem gleicht der Verlauf der Stempelkraftkurve unmittelbar nach dem Reinigungsvorgang dem der Stempelkraftkurve zu Beginn der Versuchsreihe.
3. Durch die Beheizung der Edelstahlwerkzeuge mit mindestens 60 °C bleibt der Stempelkraftverlauf über der Anzahl an Wiederholungen innerhalb einer Versuchsreihe auch ohne Behandlung der Oberfläche mit Aceton und Baumwolltuch konstant.
4. Neben poliertem Edelstahl wurde außerdem PTFE-Folie als alternative Werkzeugoberfläche untersucht. Die PTFE-Folie ist selbstklebend und kann mit Hilfe eines Schneidplotters in beliebige, plane Geometrien vereinzelt werden. Die Applikation der PTFE-Folie innerhalb der Umformwerkzeuge ist allerdings nur im Bereich des Faltenhalters und der Ziehbüchsenstirnfläche möglich. Vorversuche mit PTFE-Folie im Bereich der Einlaufkante in die Ziehbüchse bzw. der Ziehbüchseninnenkontur haben zu einem sofortigen Abscheren der PTFE-Folie geführt. Durch die PTFE-Folie bleibt der Stempelkraftverlauf über der Anzahl an Wiederholungen innerhalb einer Versuchsreihe für den untersuchten Temperatur- und Faltenhalterdruckbereich konstant.
5. Um die Kompression im Ziehspalt abzuschätzen, wurde zudem ein Messstempel entwickelt und technisch umgesetzt. Der Verlauf der Kompressionskraft im Ziehspalt ist abhängig von der Anisotropie des Halbzeuges, des Faltenhalterdruckniveaus und der Werkzeugtemperatur. Über der Anzahl an Wiederholungen einer Versuchsreihe bleibt der Verlauf der Kompressionskraft im Ziehspalt konstant.

Die Stauchung in Blattebene wurde mit Hilfe des Stauchungsversuchs charakterisiert. Folgende wesentliche Ergebnisse konnten festgestellt werden:

1. Der Versuchsaufbau ist so gewählt, dass die Stauchungskraft in Blattebene unabhängig vom Reibungswiderstand erfasst werden kann. Zudem kann die Verschiebung der oberen Werkzeugplatte orthogonal zur Stauchungsbelastung in Blattebene als Reaktion auf die Faltenbildung dokumentiert werden.
2. Der Stauchungskraftverlauf in Blattebene ist abhängig von der Anisotropie. In Hauptfaserrichtung ist die resultierende Stauchungskraft signifikant größer als orthogonal zur Hauptfaserrichtung. Zudem konnte ein linearer Zusammenhang zwischen der Stauchungskraft in Blattebene und der Belastungsrichtung in Relation zur Hauptfaserrichtung festgestellt werden.
3. Innerhalb der betrachteten Parametergrenzen ist das globale Maximum des Stauchungskraftverlaufs unabhängig vom Normaldruckniveau orthogonal zur Belastungsrichtung in Blattebene. Hieraus kann abgeleitet werden, dass der Widerstand gegen die Belastung in Blattebene innerhalb der betrachteten Prozessgrenzen ausschließlich durch die Anteil der Fasern längs zur Belastungsrichtung verursacht wird. Durch ein steigendes Normaldruckniveau nimmt lediglich die Verschiebung der oberen Werkzeugplatte orthogonal zur Belastung in Blattebene ab, woraus vermutlich ein homogeneres Faltenbild resultiert.
4. Mit dem Stauchungsversuch lassen sich Halbzeugzuschnitte mit einem ausgeprägten Faltenbild herstellen, die innerhalb der Ersatzversuche zur Charakterisierung der Reibung bzw. Biegung verwendet werden können. Hierdurch kann der Einfluss durch die charakteristischen Falten auf den dynamischen Reibungskoeffizienten und dem Biege­widerstand untersucht werden.
5. Durch die Erweiterung des Stauchungsversuchs kann außerdem die Wechselwirkung zwischen der Faltenbildung und einem definierten Spalt zwischen den beiden Werkzeugplatten untersucht werden. Hierzu wechselt die Kraftregelung des Antriebes orthogonal zur Belastungsrichtung in Blattebene in eine Positionsregelung. Der eingestellte Spalt zwischen den beiden Werkzeugplatten entspricht dem Spalt zwischen Zieh­büchseninnenkontur und Stempel­mantel innerhalb des Tiefziehversuchs mit unmittelbarer Kompression. Die Reaktionskraft aus dem erweiterten Stauchungsversuch kann anschließend mit den Ergebnissen des Messstempels verglichen werden, allerdings konnte keine Übereinstimmung der Ergebnisse festgestellt werden.

Zur Charakterisierung der Reibung wurden zwei Ersatzversuche entwickelt und technisch umgesetzt, der Streifen­zugversuch und der Doppelstreifen­zugversuch. Folgende wesentliche Ergebnisse konnten bei der Untersuchung des dynamischen Reibungskoeffizienten festgestellt werden:

1. Der Verlauf des dynamischen Reibungskoeffizienten von unbeschichteten Fasermaterial gegen unbeheizte Edelstahlwerkzeuge bei 23 C ist im Wesentlichen abhängig von der Anzahl der Wiederholungen innerhalb einer Versuchsreihe mit jeweils frischen Halbzeugzuschnitten, ähnlich zu den Ergebnissen im Tiefziehversuch mit unmittelbarer

Kompression. Vermutlich führt ein Ladungsaustausch zwischen den beiden Reibpartnern zu einer sich akkumulierenden triboelektrischen Aufladung, die wiederum in einem stark ansteigenden dynamischen Reibungskoeffizienten resultiert. Nach einer bestimmten Anzahl an Wiederholungen stellt sich ein konstantes Niveau des dynamischen Reibungskoeffizienten ein, vermutlich, weil ein Sättigungszustand der kontaktierenden Oberflächen erreicht wird. Gleichzeitig ist der dynamische Reibungskoeffizient und dessen Anstieg in Relation zur Anzahl der Wiederholungen abhängig von der aufgetragenen Normallast. Dabei zeigt sich zwischen den beiden Ersatzversuchen ein gegensätzliches Verhalten. Innerhalb des Streifenzugversuchs nimmt der dynamische Reibungskoeffizient mit zunehmendem Normaldruck ab, während der dynamische Reibungskoeffizient innerhalb des Doppelstreifenzugversuchs mit steigender Normalkraft zunimmt. Die Ursachen sind bisher ungeklärt.

2. Der dynamische Reibungskoeffizient von unbeschichteten Fasermaterial gegen polierten Edelstahl nimmt mit steigender Kontakttemperatur signifikant ab. Gleichzeitig zeigt der dynamische Reibungskoeffizient innerhalb des Doppelstreifenzugversuchs bei 60 °C Kontakttemperatur weiterhin eine signifikante Normalkraftabhängigkeit, die erst bei 120 °C kompensiert wird. Innerhalb des Streifenzugversuchs zeigt sich ein ähnliches Verhalten. Das gegensätzliche Verhalten der Normalkraftabhängigkeit des dynamischen Reibungskoeffizienten zwischen den beiden Ersatzversuchen bleibt für 60 °C erhalten.
3. Der dynamische Reibungskoeffizient von unbeschichteten Fasermaterial gegen PTFE-Folie ist für den betrachteten Kontakttemperaturbereich unabhängig von der Normalkraft. Zudem bleibt der dynamische Reibungskoeffizient über der Anzahl an Wiederholungen je Versuchsreihe konstant, weshalb eine triboelektrische Aufladung ausgeschlossen werden kann.
4. Der dynamische Reibungskoeffizient zwischen den beiden untersuchten polymeren Beschichtungen bzw. dem Pigmentstrich gegen polierten Edelstahl bzw. PTFE-Folie bei 23 °C bleibt jeweils konstant und zeigt kein Anzeichen einer triboelektrischen Aufladung. Zudem ist der dynamische Reibungskoeffizient für alle Versuchsreihen unabhängig von der Normalkraft.
5. Die Applikation der PTFE-Folie innerhalb der Umformwerkzeuge für den Tiefziehversuch mit unmittelbarer Kompression ist nur im Bereich unterhalb des Faltenhalters möglich. Hierdurch entsteht ein Lagensprung von der PTFE-Folie auf die Edelstahloberfläche im Bereich der Einlaufkante in die Ziehbüchseninnenkontur. Dieser Lagensprung kann im Doppelstreifenzugversuch nachgestellt werden und senkt den dynamischen Reibungskoeffizienten für das unbeschichtete Fasermaterial signifikant. Gleichzeitig bleibt der dynamische Reibungskoeffizient über der Anzahl an Wiederholungen je Versuchsreihe konstant, weshalb eine triboelektrische Aufladung ausgeschlossen werden kann. Zudem ist der dynamische Reibungskoeffizient im betrachteten Kontakttemperaturbereich unabhängig von der Normallast. Ein ähnliches Verhalten zeigt auch der dynamische Reibungskoeffizient zwischen dem Pigmentstrich und dem Übergang zwischen PTFE-Folie und polierten Edelstahl bei 23 °C.

6. Die Faltenbildung aus dem Stauchungsversuch hat keinen signifikanten Einfluss auf den dynamischen Reibungskoeffizienten innerhalb des Stauchungsversuchs und im Streifenzugversuch mit modifizierten Halbzeugzuschnitten.

Zur Charakterisierung der Biegung wurde der 2-Punkt-Biegeversuch aus dem Stand der Technik innerhalb des flexiblen Versuchsträgers technisch umgesetzt. Folgende wesentliche Ergebnisse konnten festgestellt werden:

1. Die Biegung ist abhängig von der Anisotropie des betrachteten Halbzeugs. Orthogonal zur Hauptfaserrichtung ist der Biege widerstand größer als längs zur Hauptfaserrichtung.
2. Der Biege widerstand sinkt mit steigender Werkzeugtemperatur. Die Abhängigkeit durch die Anisotropie bleibt dabei erhalten.
3. Die Faltenbildung aus dem Stauchungsversuch steigert den Biege widerstand für jedes betrachtete Halbzeug signifikant. Der Einfluss durch das Normaldruckniveau bei der Herstellung des Faltenbildes innerhalb des Stauchungsversuchs auf den Biege widerstand ist gering.
4. Polymere Funktionsschichten erhöhen den Biege widerstand vor allem längs zur Faserhauptausrichtung. Homogene Beschichtungen wirken damit der ausgeprägten Anisotropie des Fasermaterials entgegen.

Zur Validierung der Ergebnisse der Ersatzversuche wurde ein empirisches Modell der Stempelkraftkurve entwickelt und mit den Ergebnissen von vier Varianten des Tiefziehversuchs mit unmittelbarer Kompression verglichen. Die Varianten des Tiefziehversuchs mit unmittelbarer Kompression wurden derart modifiziert, dass nicht alle Prozesskräfte gleichzeitig aktiv sind, wodurch die verbliebenen Prozesskräfte mit einer größeren Sicherheit im Modell rekonstruiert werden konnten. Die triboelektrische Aufladung und der damit einhergehenden Normalkraftabhängigkeit des dynamischen Reibungskoeffizienten von unbeschichteten Fasermaterial gegen polierte Edeltahloberflächen wurde bei der empirischen Modellierung als Störgröße betrachtet. Alle Validierungsversuche mit unbeschichteten Fasermaterial wurden demnach mit Werkzeugen durchgeführt, die mit PTFE-Folie ausgerüstet waren. Außerdem wurde die jeweilige Stempelkraftkurve nur mit Ergebnissen rekonstruiert, die in Ersatzversuchen ermittelt wurden, deren Werkzeuge mit PTFE-Folie präpariert waren. Für die polymeren Beschichtungen und den Pigmentstrich haben diese Restriktionen nicht gegolten. Der Vergleich der gemessenen und rekonstruierten Stempelkraftverläufe hat sich für alle betrachteten Halbzeuge und Varianten des Umformprozesses als zielführend erwiesen. Allerdings konnte der Einfluss der Werkzeugtemperatur innerhalb der rekonstruierten Stempelkraftkurven nicht korrekt wiedergegeben werden. Hierfür ist es in nachfolgenden Arbeiten zwingend notwendig, den Zeitbereich von Ersatzversuch und Umformversuch kontrollieren zu können.

Ein Schwerpunkt für die Weiterführung der vorliegenden Arbeit stellt die weitere Erforschung der triboelektrischen Aufladung durch wiederholten Reibkontakt zwischen unbeschichteten Fasermaterialien und technischen Oberflächen dar. Der Streifenzugversuch und Doppelstreifenzugversuch haben sich hierfür als geeignet erwiesen. Zur weiteren

Charakterisierung der verantwortlichen physikalischen bzw. chemischen Mechanismen müssen die Kontaktflächen auf mikroskopischer Ebene analysiert werden. Zum Beispiel kann die freie Oberflächenenergie der Werkzeugoberfläche mit Hilfe eines Kontaktwinkelmessgeräts messtechnisch erfasst werden. Die Ergebnisse der vorliegenden Arbeit haben gezeigt, dass zur Darstellung der triboelektrischen Aufladung eine extensive Versuchsanzahl notwendig ist, wodurch der zeitliche Aufwand für die jeweilige Versuchsreihe aufgrund der aktuell noch manuellen Probenzuführung und -entnahme enorm zunimmt. Eine Automatisierung des Probenwechsels wäre hierfür eine geeignete Lösung. Hierdurch könnten innerhalb von Dauertestungen Versuchszyklen erreicht werden, die sich im Bereich der Lebensdauer von Industrierwerkzeugen bewegen. Gleichzeitig könnte der Verschleiß der technischen Oberflächen durch den zyklischen Kontakt mit dem jeweiligen Halbzeug untersucht werden, um die Standzeit der Umformwerkzeuge zu definieren bzw. günstige Werkstoffkombinationen zu ermitteln. Abschließend wäre ein Transfer der hieraus resultierenden Erkenntnisse im Rahmen einer Industrienorm in die Wirtschaft konsequent.

Die Rekonstruktion der Stempelkraftkurve aus einem empirischen Modell konnte innerhalb der vorliegenden Arbeit nur für unbeheizte Werkzeugoberflächen dargestellt werden. Die Implementierung der Werkzeugtemperaturen bzw. Materialfeuchte ist aber für den weiteren Nutzen des empirischen Modells unverzichtbar. Kontakttemperatur und Materialfeuchte stehen im Zeitbereich aber in ständiger Wechselwirkung. Hierfür muss der Schwerpunkt zukünftiger Forschungen auf der Kontrolle des zeitlichen Ablaufs von Umform- und Ersatzversuchen und der Beurteilung der Materialfeuchte vor, während und nach dem Werkzeugkontakt liegen.

Die Ermittlung der Kompression im Ziehspalt innerhalb eines Ersatzversuchs konnte innerhalb der vorliegenden Arbeit nicht abschließend geklärt werden. Der erweiterte Stauchungsversuch könnte hierfür ein Lösungsansatz sein, allerdings muss ein zusätzlicher externer Sensor implementiert werden, der den Abstand der beiden Werkzeugplatten reproduzierbar erfasst. Außerdem muss der Messstempel zur Erfassung der Kompressionskraft im Ziehspalt während des Tiefziehprozesses mit unmittelbarer Kompression überarbeitet werden. Der Ausbruch innerhalb der Mantelfläche muss wesentlich verkleinert werden, um den Einfluss der Faltenbildung auf den Betrag der Kompressionskraft besser erforschen zu können.

Einen weiteren Schwerpunkt zukünftiger Forschungen stellen die optische Auswertung des Materialverhaltens während des Stauchungsversuchs dar. Durch die Bildauswertung kann das Materialverhalten innerhalb des Ersatzversuchs in-situ charakterisiert und mit der gemessenen Stauchungskraft in Blattebene in Korrelation gesetzt werden. Vor allem der Mechanismus des Faltenbruchs kann hiermit weiter erforscht werden. Eine mögliche technische Lösung ist in Abbildung 81 dargestellt.



## THESEN ZUR ARBEIT

1. Alle Prozesskräfte innerhalb des Tiefziehversuchs mit unmittelbarer Kompression lassen sich ex-situ durch geeignete Ersatzversuche abbilden.
2. Durch Modifikation der Halbzeugzuschnitte und der Umformwerkzeuge für den Tiefziehversuch mit unmittelbarer Kompression können Prozesskräfte isoliert voneinander innerhalb der Stempelkraftmessung charakterisiert werden.
3. Die elektrostatische Aufladung durch den Reibkontakt zwischen dem faserbasierten Halbzeug und den Werkzeugoberflächen hat einen signifikanten Einfluss auf den dynamischen Reibungskoeffizienten.
4. Die Reaktionskraft gegen eine Stauchung in Blattebene ist im Wesentlichen abhängig von der Ausrichtung der Fasern des Halbzeuges in Blattebene.
5. Durch die Faltenbildung wird der Widerstand gegen eine äußere Biegebelastung auf das Halbzeug signifikant vergrößert.
6. Die Faltenbildung hat keinen Einfluss auf den dynamischen Reibungskoeffizienten.
7. Die Ergebnisse der Ersatzversuche können durch eine geeignete empirische Modellierung mit den Ergebnissen der Umformversuche verglichen werden.



**LITERATURVERZEICHNIS**

- DIN EN ISO 1924-2. (2009): Papier und Pappe - Bestimmung von Eigenschaften bei Zugbeanspruchung, Teil 2: Verfahren mit konstanter Dehngeschwindigkeit (20 mm/min)
- DIN 53119-1. (1997): Prüfung von Papier - Bestimmung des Reibverhaltens, Teil 1: Aufzeichnendes Verfahren für Papiere der Datenverarbeitung
- DIN 53121. (2014): Prüfung von Papier, Karton und Pappe - Bestimmung der Biegesteifigkeit nach der Balkenmethode
- DIN 54518. (2004): Prüfung von Papier und Pappe – Streifenstauchwiderstand
- ISO 15359. (1999): Papier und Pappe - Bestimmung des statischen und kinetischen Reibungskoeffizienten – Verfahren in der Horizontalebene
- TAPPI T 541. (1990): Coefficient of friction (angle of slide) of packaging papers (inclined plane method) *Technical Association of the Pulp and Paper Industry*
- TAPPI T 548. (1990): Coefficient of static friction of uncoated writing and printing paper by use of the inclined plane method *Technical Association of the Pulp and Paper Industry*
- TAPPI T 549. (1990): Coefficient of static and kinetic friction of uncoated writing and printing paper by use of the horizontal plane method *Technical Association of the Pulp and Paper Industry*
- TAPPI T 472. (1968): Compression resistance of paperboard (ring crush test) *Technical Association of the Pulp and Paper Industry*
- TAPPI T 815. (2001): Coefficient of static friction (slide angle) of packaging and packaging materials (including shipping sack papers, corrugated and solid fiberboard) (incline plane method) *Technical Association of the Pulp and Paper Industry*
- TAPPI T 816. (1992): Coefficient of static friction of corrugated and solid fiberboard (horizontal plane method) *Technical Association of the Pulp and Paper Industry*
- AMONTONS, M. (1699): De la resistance cause dans les machines *Des Science Academie Royale Paris, Paris*
- BACK, E. L. (1991): Paper-to-paper and paper-to-metal friction *TAPPI International Paper Physics Conference*, 49–65
- BACK, E. L., & SALMÉN, N. L. (1989): The properties of NSSC-based and waste-based corrugating medium *Paper Technology*, 10 (30), 1989
- BAUMGARTEN, H. L., & KLINGELHÖFFER, H. (1979): Über die Reibung an Papieroberflächen und den Wechsel zwischen Haften und Gleiten *Wochenblatt Für Papierfabrikationen*, 107 (23–24), 941–946
- BAYER, R. G., & SIRICO, J. L. (1971): The friction characteristics of paper *Wear*, 16, 269–277
- BLEISCH, G., MAJSCHAK, J.-P., & WEIß, U. (2011): Verpackungstechnische Prozesse, Lebensmittel-, Pharma-, Chemieindustrie (2. Aufl.) *Behr's Verlag, Hamburg*
- BLUME, P., & STECKER, A. (1967): Physikalische Eigenschaften von Lochstreifenpapier *Feinwerktechnik*, 71 (6), 268–271
- BOS, J. H. (2006): Das Papierbuch, Handbuch der Papierherstellung *Wolters-Noordhoff Verlag, Niederlande*
- BOWDEN, F. P., & TABOR, D. (1950): The friction and lubrication of solids *Oxford University Press*
- BRIGHT, K., & MALPASS, B. W. (1968): The adhesion of polyethylene to high energy substrates *European Polymer Journal*, 4 (3), 431–437

- BURKETT, S. L., CHARLSON, E. M., CHARLSON, E. J., YASUDA, H. K., & YANG, D.-J. (1995): The effect of cleaning procedures on surface charging of various substrates *IEEE Transactions on Semiconductor Manufacturing*, 8 (1), 10–16
- CAVLIN, S., & FELLERS, C. (1975): A new method for measuring the edgewise compression properties of paper *Svensk Papperstidning*, 78 (9), 321–332
- CZICHOS, H., & HABIG, K.-H. (2010): Tribologie Handbuch - Tribometrie, Tribomaterialien, Tribotechnik (3. Auflage) *Springer, Wiesbaden*
- DIAZ, A. F., & FELIX-NAVARRO, R. M. (2004): A semi-quantitative triboelectric series for polymeric materials *Journal of Electrostatics*, 62 (277)
- DOEGE, E., & BEHRENS, B. A. (2006): Handbuch Umformtechnik: Grundlagen, Technologien, Maschinen *Springer-Verlag Berlin, Heidelberg*
- DUNITZ, J. D., & TAYLOR, R. (1997): Organic fluorine hardly ever accepts hydrogen bonds *Chemistry - A European Journal*, 3 (1)
- ELSDON, R., & MITCHELL, F. R. G. (1976): Contact electrification of polymers *Journal of Physics D- Applied Physics*, 9, 1445–1460
- FELLERS, C., DE RUVO, A., ELFSTROM, J., & HTUN, M. (1980): Edgewise compression properties. A comparison of handsheets made from pulps of various yields *Tappi Journal*, 63, 109–112
- FELLERS, C., & JONSSON, P. (1975) Compression strength of linerboard and corrugated medium - an analysis of testing methods *Svensk Papperstidning*, 78 (5), 172–175
- GALEMBECK, F., BURGO, T. A. L., BALESTRIN, L. B. S., GOUVEIA, R. F., SILVA, C. A., & GALEMBECK, A. (2014): Friction, tribochemistry and triboelectricity: Recent progress and perspectives *Royal Society of Chemistry Advances*, 4, 64280–64298
- GILLMOR, C. S. (1972): Coulomb and the Evolution of Physics and Engineering in Eighteenth-Century France *Princeton University Press*
- GOHRING, D. A. I. (1963): Thermal softening of lignin, hemicellulose and cellulose *Pulp and Paper Magazine Of Canada*, 64 (5), T517–T527
- GROßMANN, H. (1985): Das Verhalten von Papier und Pappe unter Einwirkung des Druckschnittes *München: PTS-Forschungsbericht zum AiF Vorhaben Nr. 5874, PTS-Verlag*
- GROßMANN, H. (2009): Papierverarbeitung, *Dresden: Lehrskripte zur Lehrveranstaltung: Technische Universität Dresden*
- GRUBER, E. (2011): Papier- und Polymerchemie *Vorlesungsskriptum zum Lehrgang „Papiertechnik“ an der Dualen Hochschule Karlsruhe 2011–12*, 8 <http://www.gruberscript.net/01Einleitung-1.pdf>
- GURNAGUL, N. (1992): Factors affecting the coefficient of friction of paper *Journal of Applied Polymer Science*, 46, 805–814
- HARTMANN, B. (1994): Kennzeichnung des Druckkraft - Verformungsverhaltens von Karton und Pappen als Voraussetzung zur Optimierung von Umform- und Trennprozessen *München: PTS Forschungsbericht PTS-FB 05/94, PTS Verlag*
- HAUPTMANN, M. (2010): Die gezielte Prozessführung und Möglichkeiten zur Prozessüberwachung beim mehrdimensionalen Umformen von Karton durch Ziehen *Dresden: Dissertation, Technische Universität Dresden*
- HAUPTMANN, M. (2017): Neue Einsatzpotentiale naturfaserbasierter Materialien in der Konsumgüterproduktion durch die technologische Entwicklung des Ziehverfahrens am Beispiel der Verpackung *Dresden: Habilitationsschrift, Technische Universität Dresden*

- HAUPTMANN, M., & MAJSCHAK, J.-P. (2016): Characterization of influences on the wall stability of deep drawn paperboard shapes *BioResources*, 11 (1), 2640–2654
- HAUPTMANN, M., WALLMEIER, M., ERHARD, K., ZELM, R., & MAJSCHAK, J.-P. (2015): The role of material composition, fiber properties and deformation mechanisms in the deep drawing of paperboard *Cellulose*, 22, 3377–3395
- HAUPTMANN, M., WEYHE, J., & MAJSCHAK, J.-P. (2016): Optimisation of deep drawn paperboard structures by adaption of the blank holder force trajectory *Journal of Materials Processing Technology*, 232, 142–152
- HEILMANN, P., & RIGNEY, D. A. (1981): An energy-based model of friction and its application to coated systems *Wear*, 72 (195)
- HEINZ, O. (1967): Ziehkraftdiagramme beim Ziehen von Karton und Pappe *Papier Und Druck - Fachtl. Buchbinderei Und Papier*, 9, 136–139
- HESSE, F., & TENZER, H.-J. (1963): Arbeitsverfahren der Papierverarbeitung, Grundlagen der Papierverarbeitung Band 2 *Verlag für Fach- und Bibliothekswesen, Leipzig*
- HÖKE, U. (1984): Die Formung der Welle bei der Wellpappenherstellung und deren Einfluss auf Wellpappeneigenschaften *Darmstadt: Dissertation, Technische Hochschule, Darmstadt*
- HÖKE, U., & GÖTTSCHING, L. (1982): Physikalisch-technologische Charakterisierung des Riffelprozesses. Teil I: Der IfP-BHS-Wellenbildner *Wochenblatt Für Papierfabrikationen*, 110 (13), 451–456
- HUTTEL, D., GROCHE, P., MAY, A., & EULER, M. (2014): Friction measurement device for fiber material forming processes *Advanced Materials Research*, 966–967, 65–79
- HUTTEL, D., & POST, P.-P. (2015): Anwendung wirkmedienbasierter Verfahren zum Tiefziehen von Papier und Karton *Darmstadt: Abschlussbericht IGF-Vorhaben 17788N, TU Darmstadt*
- INOUE, M., GURNAGUL, N., & AROCA, P. (1990): Static friction properties of linerboard *Tappi Journal*, 73 (12), 81–85
- JACKSON, C. A., KONING, J. W., & GATZ, W. A. (1978): Edgewise compressive test of paperboard by a new method *Pulp and Paper Magazine of Canada*, 77 (10), 180–183
- JAMBECK, J., GEYER, R., WILCOX, C., SIEGLER, T. R., PERRYMAN, M., ANDRADY, A., NARAYAN, R., & LAW, K. L. (2015): Plastic waste inputs from land into ocean *Science*, 347 (6223), 768–771
- JEFFREY, G. A. (1997): An Introduction to Hydrogen Bonding *Oxford University Press*
- JOHANSSON, A. (1998): Paper friction - influence of measurement conditions *Tappi Journal*, 81 (5), 175–183
- KAWASHIMA, N., SATO, J., & YAMAUCHI, T. (2008): Paper friction - Effect of real contact area *SEN-I GAKKAISHI*, 64 (11), 329–335
- KENNETH, A., WHITELEY, T., GEOFFREY, H., KOCH, H., MAWER, R. L., & IMMEL, W. (2005): Polyolefins In *Ullmann's Encyclopedia of Industrial Chemistry* Wiley VCH, Weinheim
- KLINGELHÖFFER, H., & PROKSCH, A. (1961): Physikalische Messungen über die Reibung und Haftung von Glanzpapieren *Das Papier*, 15 (10), 601–603
- KORNFELD, M. I. (1976): Frictional electrification *Journal of Physics D: Applied Physics*, 9, 1183–1192
- KUBÁT, J. (1969): *Rheology of paper. Rheology, Theory and applications* Academic press, New York
- LEMENIN, V., TANNINEN, P., MÄKELÄ, P., & VARIS, J. (2013): Combined effect of paperboard thickness and mould clearance in the press forming process *BioResources*, 8, 5701–5714

- LENSKE, A., MÜLLER, T., HAUPTMANN, M., & MAJSCHAK, J.-P. (2018): New Method to Evaluate the Frictional Behavior within the Forming Gap during the Deep Drawing Process of Paperboard *BioResources*, 13 (3), 5580–5597
- LENSKE, A., MÜLLER, T., LUDAT, N., HAUPTMANN, M., & MAJSCHAK, J.-P. (2022): A new method to evaluate the in-plane compression behavior of paperboard for the deep drawing process *BioResources*, 17 (2), 2403–2427 <https://doi.org/10.15376/biores.17.2.2403-2427>
- LENSKE, A., MÜLLER, T., PENTER, L., SCHNEIDER, M., HAUPTMANN, M., & MAJSCHAK, J.-P. (2017): Evaluating the Factors Influencing the Friction Behavior of Paperboard during the Deep Drawing Process *BioResources*, 12 (4), 8340–8358
- LINVILL, E., & ÖSTLUND, S. (2014): The combined effects of moisture and temperature on the mechanical response of paper *Experimental Mechanics*, 54, 1329–1341
- LOHSE, H., HAUPTMANN, M., & MAJSCHAK, J.-P. (2010): Ziehen von Papier und Karton, Elektrohydraulisches Antriebssystem ermöglicht flexible Prozessgestaltung *Ölhydraulik Und Pneumatik*, 4, 118–123
- MARKOV, D. P. (2012): Development of ideas on friction mechanisms. *Journal of Friction and Wear*, 34 (70)
- MÜLLER, T., LENSKE, A., HAUPTMANN, M., & MAJSCHAK, J.-P. (2017A): Analysis of dominant process parameters in deep drawing of paperboard *BioResources*, 12 (2), 3530–3545
- MÜLLER, T., LENSKE, A., HAUPTMANN, M., & MAJSCHAK, J.-P. (2017B): Method for Fast Quality Evaluation of Deep-Drawn Paperboard Packaging Components *Packaging Technology Science*, 30 (2),
- NAKAYAMA, K. (1996): Tribocharging and friction in insulators in ambient air *Wear*, 194, 185–189
- NISKANEN, K. (1998): Paper physics, Papermaking science and technology *Fapet Oy, Helsinki*
- OGATA, Y., TAKADA, H., MIZUKAWA, K., IWASA, S., ENDO, S., MATO, Y., SAHA, M., OKUDA, K., NAKASHIMA, A., MURAKAMI, M., ZURCHER, N., BOOYATUMANONDO, R., ZAKARIA, M. P., DUNG, L. Q., GORDON, M., MIGUEZ, C., SUZUKI, S., MOORE, C., KARAPANAGIOTI, H. K., WEERTS, S., MCCLURG, T., BURREN, E., SMITH, W., VAN VELKENBURG, M., LANG, J. S., LANG, R. C., LAURSEN, D., DANNER, B., STEWARDSON, N., & THOMPSON, R. C. (2009): International Pellet Watch: Global monitoring of persistent organic pollutants (POPs) in coastal waters. 1. Initial phase data on PCBs, DDTs and HCHs *Marine Pollution Bulletin*, 58, 1437–1446
- ORTLIEB PRÄZISIONSSYSTEME GMBH & CO. KG (2022A): SERAC® KH12 mit integrierter Führung und Wegmessung - Technische Daten <https://www.ortlieb.net/1/antriebstechnik/serac-elektrozylinder/serac-kh/technische-daten/> (abgerufen am 31.10.2022)
- ORTLIEB PRÄZISIONSSYSTEME GMBH & CO. KG (2022B): SERAC® XH mit direkt angetriebener Spindelstange - Technische Daten <https://www.ortlieb.net/de/1/antriebstechnik/serac-elektrozylinder/serac-xh/technische-daten/> (abgerufen am 31.10.2022)
- ÖSTLUND, M., BORODULINA, S., & ÖSTLUND, S. (2011): Influence of paperboard structure on processing conditions on forming of complex paperboard structures *Packaging Technology and Science*, 24, 331–341
- OTTO, W. (1978): Über das mechanisch-thermische Umformenvon Papier bei der Wellpappenherstellung im Hinblick auf das Laufverhalten von Wellenpapier *Darmstadt: Dissertation*, Technische Hochschule Darmstadt
- OWENS, D. K., & WENDT, R. C. (1969): Estimation of surface free energy of polymers *Journal of Applied Polymer Science*, 13
- POPOV, V. L. (2016): Kontaktmechanik und Reibung (3. Aufl.) *Springer*

- RABINOWICZ, E. (1965): Friction and wear of materials *Wiley, New York*
- REIHLE, M. (1959): Verhalten des Gleitreibungskoeffizienten von Tiefziehblechen bei hohen Flächenpressungen *Universität Stuttgart*
- ROSE, G. S., & WARD, S. G. (1956): Contact electrification across metal-dielectric and dielectric-dielectric interfaces *British Journal of Applied Physics*, 8 (1957), 121–126
- ROUDGAR, A., & GROß, A. (2005): Water bilayer on the Pd/Au(111) overlayer system: Coadsorption and electric field effects *Chemical Physics Letters*, 409 (4–6), 157–162  
<https://doi.org/10.1016/j.cplett.2005.04.103>
- SALMÉN, N. L., & BACK, E. L. (1985): Effects of temperature and moisture on the tensile properties of packaging papers *Papieri Ja Puu*, 67 (9), 477–482
- SCHAFFRATH, H.-J. (1993): Über das Kompressions- und Reibverhalten von Papier vor dem Hintergrund des Rollenwickelns *Darmstadt: Dissertation, Technische Hochschule Darmstadt*
- SCHAFFRATH, H.-J., & GOTTSCHING, L. (1991): Behaviour of paper under compression in z-direction *International Paper Physics Conference Proceedings*
- SCHERER, K. (1932): Untersuchungen über Ziehfähigkeit und den Ziehvorgang von Pappe Dresden: Dissertation, *Technische Hochschule Dresden*
- SETH, R. S., & SOSZYNSKI, R. M. (1979): An evaluation of methods for measuring the intrinsic edgewise compressive strength of paper *Tappi*, 62 (10), 125–127
- SHAW, P. E. (1917): Experiments on tribo-electricity - The tribo-electric series *Proceedings of the Royal Society*, 94, 16–33
- SPEIGHT, J. G., & LANGE, N. A. (2005): Lange's Handbook of Chemistry (16. Aufl.) *Mcgraw-Hill Professional*
- STOCKMANN, V. (1976): Measurement of intrinsic compressive strength of paper *Tappi*, 59 (7), 93–97
- TABOR, D. (1981): Friction - the present state of our understanding *Journal of Lubrication Technology*, 103 (169)
- TANAKA, K., TAKADA, H., YAMASHITA, R., MIZUKAWA, K., FUKUWADA, M., & WATANUKI, Y. (2013): Accumulation of plastic-derived chemicals in tissues of seabirds ingesting marine plastics *Marine Pollution Bulletin*, 69 (1–2), 219–222
- TANNINEN, P., MATTHEWS, S., OVASKA, S. S., VARIS, J., & BACKFOLK, K. (2017): A novel technique for the evaluation of paperboard performance in press-forming *Journal of Materials Processing Technology*, 240, 284–292
- TENZER, H.-J. (1989): Leitfaden der Papierverarbeitungstechnik mit 39 Tabellen (1. Aufl.) Fachbuchverl. Leipzig
- THOMPSON, R., OLSEN, Y., MITCHELL, R. P., DAVIS, A., ROWLAND, S. J., JOHN, A. W. G., MCGONIGLE, D., & RUSSEL, A. E. (2004): Lost at Sea: Where is all the Plastic? *Science*, 304 (5672), 838
- TWEDE, D., SELKE, S., KAMDEM, D.-P., & SHIRES, D. (2015): Cartons, Crates and Corrugated Board: Handbook of Paper and Wood Packaging Technology (2. Aufl.) *DEStech Publications Inc.*
- UESAKA, T. (2002): Dimensional stability and environmental Effects on Paper Properties In R. E. Mark (Ed.): Handbook of physical testing of paper (Second Edi). Pg. 58, CRC Press
- VISHTAL, A., HAUPTMANN, M., ZELM, R., MAJSCHAK, J.-P., & RETULAINEN, E. (2013): 3D forming of paperboard: The influence of paperboard properties on formability *Packaging Technology and Science*, 27, 677–691

- WALLMEIER, M. (2018): Experimental and simulative process analysis of deep drawing of paperboard *Dresden: Dissertation, Technische Universität Dresden*
- WALLMEIER, M., HAUPTMANN, M., & MAJSCHAK, J.-P. (2014): New Methods for Quality Analysis of Deep-Drawn Packaging *Packaging Technology and Science*, 28 (2), 91–100
- WALLMEIER, M., HAUPTMANN, M., & MAJSCHAK, J.-P. (2016): The occurrence of ruptures in deep-drawing of paperboard *BioResources*, 11
- WILKEN, R. (1993): Grundzüge der Papier- und Pappenherstellung, Sortenübersicht, Verfahrenstechnische Grundlagen der Papier-, Karton- und Pappenverarbeitung *PTS-PTI Seminar Unterlagen PV-SE 371*
- YOUNG, T. (1805): An Essay on the Cohesion of Fluids *Philosophical Transactions of the Royal Society of London*, 95, 65–87
- ZHANG, Y., PÄHTZ, T., LIU, Y., WANG, X., ZHANG, R., SHEN, Y., JI, R., & CAI, B. (2015): Electric field and humidity trigger contact electrification *Physical Review X*, 5 (1), 1–9

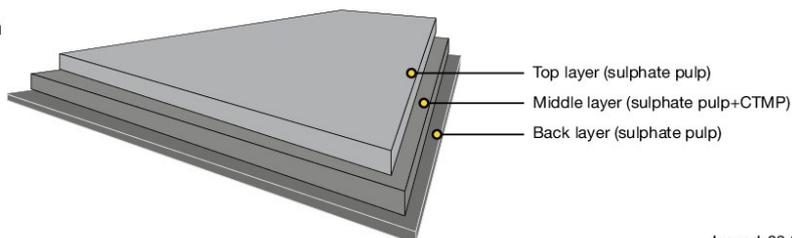
## ANHANG



## Trayforma™

## Tray board

Trayforma is a board with a three-layer fibre construction and with CTMP (chemi-thermomechanical pulp) in the middle layer.



Issued: 03.2020  
Cancels: 05.2019

## Technical specification

Property / Unit	Tolerance					Standard	
	± 6 %	190	230	310	350		390
Grammage, g/m <sup>2</sup>	± 6 %	190	230	310	350	390	ISO 536
Thickness, µm	± 6 %	255	305	420	465	550	ISO 534
Bending resistance L&W 15° MD, mN	min -25%	100	160	420	550	800	ISO 2493-1
Bending resistance L&W 15° CD, mN	min -25%	40	60	160	200	300	
Bending moment Taber 15° MD, mNm	min -25%	4.8	7.7	20.2	26.4	38.4	
Bending moment Taber 15° CD, mNm	min -25%	1.9	2.9	7.7	9.6	14.4	
Moisture, %	min 7.5%	9.5	9.5	9.5	9.5	9.5	ISO 287
Brightness D65/10, %, top		83	83	83	83	83	ISO 2470-2
Surface Smoothness, Bendtsen, ml/min, top	max 600	250	250	300	320	450	ISO 8791-2
Surface Smoothness, Bendtsen, ml/min, reverse	max 1300	400	500	700	800	1000	
Stretch CD, %		6.0	6.0	6.0	6.0	6.0	ISO 1924-3

OBA free

All properties according to Imatra Mill measurements from board machine production.  
Laboratory test climate 23°C/50% RH (according to ISO 187).  
Tolerances based upon 95% confidence limits, apply to delivered reel/pallet average.

**Trayforma™**  
by Stora Enso



# Trayforma™

## Tray board

### Certificates

Quality management ISO 9001  
 Environmental management ISO 14001  
 Product safety FSSC 22000  
 Product safety ISO 22000  
 Health and safety OHSAS 18001  
 Energy management ISO 50001



FSC and PEFC certified board available upon request.



Paperboard is recyclable

### Key characteristics and main enduses

Trayforma is a pure and safe food packaging material with exceptional formability and printability. Trayforma is used in pressed and folded trays and is easily convertible and extremely stable, offering many opportunities for shelf differentiation.

### Printing and finishing techniques

The product can be used for flexo and offset printing. It is important to ensure that also the ink and varnish to be used are suitable for high temperatures in the oven use. It is important to check possible limitations of the printing and converting equipment and ensure that the basis weight of the board fits the tooling to be used.

### Storage recommendations

For optimal printing results, the moisture proof wrapping should not be removed until the board has reached the temperature of the press room.

Pallet/Reel Weight (kg)	Difference in temperature between board and press room (press room temp. approx. 20°C)		
	10°C	20°C	30°C
400 kg	2 days	2 days	3 days
800 kg	2 days	3 days	4 days
1200 kg	2 days	4 days	5 days

The product properties, according to the specifications, are guaranteed for 12 months after the production date. In order to ensure product safety, the product must be well wrapped and stored indoors, sheltered from rain and snow. The recommended storage conditions are 50-55% relative humidity and 20-23°C.

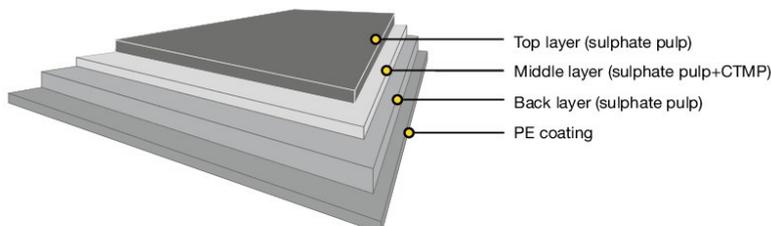




# Trayforma™ PE

## Bleached tray board

Trayforma is a bleached virgin-fibre board with a three layer fibre construction and with CTMP (chemi-thermomechanical pulp) in the middle layer and a polyethylene coating on the reverse side.



Issued: 03.2020  
Cancels: 08.2019

### Technical specification

Property/Unit	Tolerance	190+15	230+15	310+15	350+15	390+15	Standard
<b>PE coated board:</b>							
Grammage, g/m <sup>2</sup>	± 6 %	205	245	325	365	405	ISO 536
PE reverse, g/m <sup>2</sup>	± 2	15	15	15	15	15	Mill method
Thickness, µm	± 6 %	265	315	430	475	560	ISO 534
<b>Baseboard:</b>							
Grammage, g/m <sup>2</sup>	± 6 %	190	230	310	350	390	ISO 536
Thickness, µm	± 6 %	255	305	420	465	550	ISO 534
Bending resistance L&W 15° MD, mN	min -25%	100	160	420	550	800	ISO 2493-1
Bending resistance L&W 15° CD, mN	min -25%	40	60	160	200	300	
Bending moment Taber 15° MD, mNm	min -25%	4.8	7.7	20.2	26.4	38.4	
Bending moment Taber 15° CD, mNm	min -25%	1.9	2.9	7.7	9.6	14.4	
Moisture, %	min 7.5%	9.5	9.5	9.5	9.5	9.5	ISO 287
Brightness D65/10, %, top		83	83	83	83	83	ISO 2470-2
Surface Smoothness, Bendtsen, ml/min, top	max 600	250	250	300	320	450	ISO 8791-2
Surface Smoothness, Bendtsen, ml/min, reverse	max 1300	400	500	700	800	1000	
Stretch CD, %		6.0	6.0	6.0	6.0	6.0	ISO 1924-3
OBA free							

All properties according to Imatra Mill measurements from board machine production.  
Laboratory test climate 23°C/50% RH (according to ISO 187).  
Tolerances based upon 95% confidence limits, apply to delivered reel/pallet average.

**Trayforma™**  
by Stora Enso



# Trayforma™ PE

Bleached tray board

## Certificates

Quality management ISO 9001  
 Environmental management ISO 14001  
 Product safety FSSC 22000  
 Product safety ISO 22000  
 Health and safety OHSAS 18001  
 Energy management ISO 50001



FSC and PEFC certified board available upon request.



Paperboard is recyclable

## Key characteristics and main enduses

Trayforma is an eco-friendly high-quality board specially designed for pressed and folded trays, which have high requirements for formability. Trayforma is food-safe, ecological as a renewable material, and works exceptionally well in tray pressing.

Combined with PE coating, Trayforma can be used for non-ovenable pressed and folded trays, such as salad packaging.

Trayforma delivers excellent results in flexographic and offset printing to showcase brands. Its easy convertability and stability offers many opportunities for shelf differentiation.

## Printing and finishing techniques

The product can be used for flexo and offset printing. It is important to check possible limitations of the printing and converting equipment and ensure that the basis weight of the board fits the tooling to be used.

## Storage recommendations

For optimal printing results, the moisture proof wrapping should not be removed until the board has reached the temperature of the press room.

Pallet/Reel Weight (kg)	Difference in temperature between board and press room (press room temp. approx. 20° C)		
	10°C	20°C	30°C
400 kg	2 days	2 days	3 days
800 kg	2 days	3 days	4 days
1200 kg	2 days	4 days	5 days

The product properties, according to the specifications, are guaranteed for 12 months after the production date. In order to ensure product safety, the product must be well wrapped and stored indoors, sheltered from rain and snow. The recommended storage conditions are 50-55% relative humidity and 20-23°C.



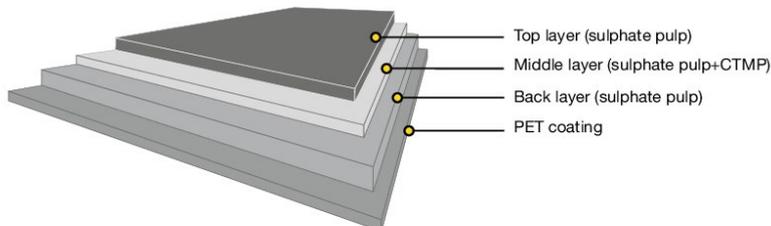
**Trayforma**  
by Stora Enso



# Trayforma™ PET

Bleached tray board for conventional and microwave ovens

Trayforma is a bleached virgin-fibre board with a three layer fibre construction and with CTMP (chemi-thermomechanical pulp) in the middle layer and a white or black PET coating on the reverse side.



Issued: 03.2020  
Cancels: 08.2019

## Technical specification

Property/Unit	Tolerance	190+40	230+40	310+40	350+40	390+40	Standard
<b>PET coated board:</b>							
Grammage, g/m <sup>2</sup>	± 7 %	230	270	350	390	430	ISO 536
PET reverse, g/m <sup>2</sup>	± 4	40	40	40	40	40	Mill method
Thickness, µm	± 7 %	270	320	435	480	565	ISO 534
<b>Baseboard:</b>							
Grammage, g/m <sup>2</sup>	± 6 %	190	230	310	350	390	ISO 536
Thickness, µm	± 6 %	255	305	420	465	550	ISO 534
Bending resistance L&W 15° MD, mN	min -25%	100	160	420	550	800	ISO 2493-1
Bending resistance L&W 15° CD, mN	min -25%	40	60	160	200	300	
Bending moment Taber 15° MD, mNm	min -25%	4.8	7.7	20.2	26.4	38.4	
Bending moment Taber 15° CD, mNm	min -25%	1.9	2.9	7.7	9.6	14.4	
Moisture, %	min 7.5%	9.5	9.5	9.5	9.5	9.5	ISO 287
Brightness D65/10, %, top		83	83	83	83	83	ISO 2470-2
Surface Smoothness, Bendtsen, ml/min, top	max 600	250	250	300	320	450	ISO 8791-2
Surface Smoothness, Bendtsen, ml/min, reverse	max 1300	400	500	700	800	1000	
Stretch CD, %		6.0	6.0	6.0	6.0	6.0	ISO 1924-3
OBA free							

All properties according to Imatra Mill measurements from board machine production.  
Laboratory test climate 23°C/50% RH (according to ISO 187).  
Tolerances based upon 95% confidence limits, apply to delivered reel/pallet average.





# Trayforma™ PET

Bleached tray board for conventional and microwave ovens

## Certificates

Quality management ISO 9001  
 Environmental management ISO 14001  
 Product safety FSSC 22000  
 Product safety ISO 22000  
 Health and safety OHSAS 18001  
 Energy management ISO 50001



FSC and PEFC certified board available upon request.



Paperboard is recyclable

## Key characteristics and main enduses

Trayforma is an eco-friendly high-quality board specially designed for pressed and folded trays, which have high requirements for formability. Trayforma is food-safe, ecological as a renewable material, and works exceptionally well in tray pressing.

With high heat-resistant PET coating, trays made of Trayforma PET can be used for heating or warming up prepared and semi-prepared foods. The white or black PET coating also provides protection against humidity, grease, and oxygen. Trayforma delivers excellent results in flexographic and offset printing to showcase brands. Its easy convertability and stability offers many opportunities for shelf differentiation.

## Printing and finishing techniques

The product can be used for flexo and offset printing. It is important to ensure that also the ink and varnish to be used are suitable for high temperatures in the oven use. It is important to check possible limitations of the printing and converting equipment and ensure that the basis weight of the board fits the tooling to be used.

## Storage recommendations

For optimal printing results, the moisture proof wrapping should not be removed until the board has reached the temperature of the press room.

Pallet/Reel Weight (kg)	Difference in temperature between board and press room (press room temp. approx. 20°C)		
	10°C	20°C	30°C
400 kg	2 days	2 days	3 days
800 kg	2 days	3 days	4 days
1200 kg	2 days	4 days	5 days

The product properties, according to the specifications, are guaranteed for 12 months after the production date. In order to ensure product safety, the product must be well wrapped and stored indoors, sheltered from rain and snow. The recommended storage conditions are 50-55% relative humidity and 20-23°C.



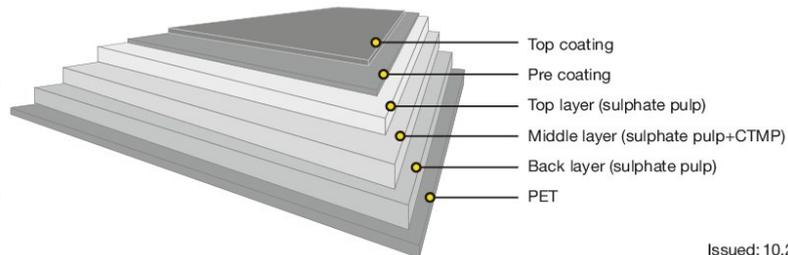
**Trayforma**  
by Stora Enso



# Trayforma Special™ PET

## Pigment coated tray board

Trayforma Special is a bleached virgin-fibre board with a three layer fibre construction and with CTMP (chemi-thermomechanical pulp) in the middle layer. It has pigment coating on the top side and a white or black PET coating on the reverse.



Issued: 10.2020  
Cancels: 08.2019

### Technical specification

Property/Unit	Tolerance	195+50	210+50	230+50	255+50	270+50	295+50	320+50	350+50	Standard
<b>PET coated board:</b>										
Grammage, g/m <sup>2</sup>	± 7 %	245	260	280	305	320	345	370	400	ISO 536
PET reverse, g/m <sup>2</sup>	± 5	50	50	50	50	50	50	50	50	Mill method
Thickness, µm	± 8 %	290	310	350	380	420	460	500	540	ISO 534
<b>Baseboard:</b>										
Grammage, g/m <sup>2</sup>	±6%	195	210	230	255	270	295	320	350	ISO 536
Thickness, µm	±8%	260	280	320	350	390	430	470	510	ISO 534
Bending resistance L&W 15° MD, mN	min -20%	120	155	215	270	360	475	600	760	ISO 2493-1
Bending resistance L&W 15° CD, mN	min -20%	55	70	95	125	170	210	270	340	
Moisture %	min 5.0%	6.5	6.5	6.5	6.5	6.5	6.5	6.5	6.5	ISO 287
Brightness D65/10, Top		85	85	85	85	85	85	85	85	ISO 2470-2
Surface Smoothness, PPS 10, µm, Top	max 1.7	1.2	1.2	1.2	1.2	1.2	1.2	1.2	1.2	ISO 8791-4
Surface Smoothness, Bendtsen, ml/min	max 130	40	40	40	40	50	50	50	50	ISO 8791-2
Stretch CD, %		6.0	6.0	6.0	6.0	6.0	6.0	6.0	6.0	ISO 1924-3

OBA free

All properties according to Imatra Mill measurements from board machine production.  
Laboratory test climate 23°C/50% RH (according to ISO 187).  
Tolerances based upon 95% confidence limits, apply to delivered reel/pallet average.

**Trayforma**  
by Stora Enso



# Trayforma Special™ PET

Pigment coated tray board

## Certificates

Quality management ISO 9001  
 Environmental management ISO 14001  
 Product safety FSSC 22000  
 Product safety ISO 22000  
 Health and safety OHSAS 18001  
 Energy management ISO 50001



FSC and PEFC certified board available upon request.



Paperboard is recyclable

## Key characteristics and main enduses

Trayforma Special is an eco-friendly high-quality board specially designed for lids and folded trays. Trayforma Special is food-safe, ecological as a renewable material, and offers a superb print result in flexographic and offset printing. With high heat-resistant white PET coating, trays made of Trayforma PET can be used for heating or warming up prepared and semi-prepared foods. The PET coating also provides protection against humidity, grease, and oxygen.

## Printing and finishing techniques

The product can be used for flexo and offset printing. It is important to ensure that also the ink and varnish to be used are suitable for high temperatures in the oven use. It is important to check possible limitations of the printing and converting equipment and ensure that the basis weight of the board fits the tooling to be used.

## Storage recommendations

For optimal printing results, the moisture proof wrapping should not be removed until the board has reached the temperature of the press room.

Pallet/Reel Weight (kg)	Difference in temperature between board and press room (press room temp. approx. 20°C)		
	10°C	20°C	30°C
400 kg	2 days	2 days	3 days
800 kg	2 days	3 days	4 days
1200 kg	2 days	4 days	5 days

The product properties, according to the specifications, are guaranteed for 12 months after the production date. In order to ensure product safety, the product must be well wrapped and stored indoors, sheltered from rain and snow. The recommended storage conditions are 50-55% relative humidity and 20-23°C.

**Trayforma**  
by Stora Enso

2023