



WHZ Westsächsische
Hochschule Zwickau
Hochschule für Mobilität

Diplomarbeit

Untersuchung des Temperatureinflusses in der gemäßigten Klimazone auf das
Deformationsverhalten von Fahrzeug-Crashstrukturen

eingereicht bei der Fakultät Kraftfahrzeugtechnik
der Westsächsischen Hochschule Zwickau

am 09.02.2023

vorgelegt von: **cand. ing. Löschau, Noah**

geb. am: 06.03.1996

Studiengang Kraftfahrzeugtechnik

Schwerpunkt Kraftfahrzeugtechnik und Mechatronik

Ausgegeben von: Prof. Dr. Klaus-Dieter Brösdorf

Erstbetreuer: Prof. Dr.-Ing. Daniel John

Zweitbetreuer: Prof. Dr. Klaus-Dieter Brösdorf

Erklärung zur selbstständigen Anfertigung der Arbeit

Ich versichere, dass ich die Arbeit selbstständig angefertigt und keine anderen als die angegebenen Hilfsmittel benutzt habe. Wörtlich oder sinngemäß aus anderen Quellen übernommene Textstellen, Bilder, Tabellen u. a. sind unter Angabe der Herkunft kenntlich gemacht.

Weiterhin versichere ich, dass diese Arbeit oder eine ähnliche Arbeit mit in Teilen wesentlicher Inhaltsübereinstimmung noch keiner anderen Prüfungsbehörde vorgelegt wurde.

Zwickau, am 09.02.2024

A handwritten signature in black ink, reading "W. Löschau". The signature is written in a cursive style. Below the signature is a horizontal dotted line.

Noah Löschau

Inhaltsverzeichnis

I	Verzeichnis der Abbildungen	IV
II	Verzeichnis der Tabellen	VIII
III	Verzeichnis der Gleichungen	IX
IV	Verzeichnis der Abkürzungen	XII
V	Verzeichnis der Kurzzeichen	XIII
1	Einleitung	1
2	Stand der Technik.....	4
3	Problemstellung	14
4	Crashabsorber	15
4.1	Crashtest der Frontstruktur am Gesamtfahrzeug.....	16
4.2	Einteilung der Crashabsorber	17
4.3	Kenngößen zur Bewertung der Energiedissipation.....	18
4.4	Energiedissipation durch Faltung.....	19
5	Temperaturbereich	21
5.1	Messungen	21
5.2	Auswertung der Temperaturmessung.....	22
6	Analytische Berechnungsmethoden	25
6.1	Faltungsmechanismen für ausgewählte Geometrien.....	25
6.1.1	Erste analytische Berechnungsmethoden nach ALEXANDER	27
6.1.2	Berechnungsmethode nach ABRAMOWICZ und JONES und Jones für Rohr-Profile	29
6.1.3	Berechnungsmethode nach ABRAMOWICZ und JONES für Quadrat-Profile	34
6.2	Analytische Auslegung der Crashabsorber.....	36

7	FEM-Simulation	40
7.1	Materialmodell	40
7.1.1	Linear-Plastizität-Modell	40
7.1.2	Zerilli-Armstrong-Modell.....	41
7.1.3	Johnson-Cook-Modell.....	42
7.1.4	Bewertung der Materialmodelle	43
7.2	Modellaufbau für die FEM-Simulation.....	45
8	Vorversuche mit Fallwerk	51
8.1	Auswertung Vorversuch.....	53
9	Versuche mit dem Fallwerk unter Temperatureinfluss.....	56
9.1	Versuchsaufbau.....	56
9.2	Experimentelle Daten	59
10	Messunsicherheiten.....	70
11	Vergleich der analytischen Berechnung, FEM-Simulation und der Versuche	72
12	Fazit.....	81
VI	Literaturverzeichnis.....	XV
VII	Verzeichnis der Anlagen.....	XXII

I Verzeichnis der Abbildungen

Abbildung 1	Anzahl der Straßenverkehrsunfälle in Deutschland nach Ortslage von 1991 bis 2022 [1]	1
Abbildung 2	Durchschnittliche Leermasse neu zugelassener Personenkraftwagen in Deutschland von 2012 bis 2022 [2]	2
Abbildung 3	charakteristisches Verhalten von Aluminium-Schaum nach ELMARAKBI [3, S. 79]	4
Abbildung 4	Vergleich des Absorptionspotenzials mit Matrix nach ELMARAKBI [3, S. 80]	5
Abbildung 5	Einteilung des Versagenverhaltens sowie der charakteristische Kraft-Weg-Verlauf nach FEINDLER [4, S. 71]	6
Abbildung 6	SEA in Abhängigkeit des Flechtwinkels nach FEINDLER [4, S. 38]	7
Abbildung 7	typischer Crashbox nach BOREANAZ et al. [7, S. 394]	9
Abbildung 8	Origami Crashbox nach BOREANAZ et al. [7, S. 395]	9
Abbildung 9	Vergleich der Kraft-Deformationsverläufe nach BOREANAZ et al. [7, S. 397]	9
Abbildung 10	Fließkurve 1.4376 nach RATTE et al. [8, S. 694]	10
Abbildung 11	Energieabsorption nach RATTE et al. [8, S. 697]	10
Abbildung 12	Patent DE 10 2013 109 434 A1 nach BÖHMER et al. [10, S. 1]	11
Abbildung 13	DE 11 2008 000 555 T5 nach SUNG et al. [11, S. 7]	11
Abbildung 14	Schematische Darstellung Front-Absorbersystem [eigene Darstellung]	12
Abbildung 15	Deformationszone an der Vorderwagenstruktur nach KRAMER [13, S. 181]	15
Abbildung 16	Einteilung der Absorber in Anlehnung an KRÖGER [12, S. 9]	17
Abbildung 17	Schematischer Verlauf der Axiallast über der Verschiebung [9, S. 12]	18
Abbildung 18	Ausführungen von vorgetriggerten Strukturen nach MORELLO et al. [14, S. 514]	20
Abbildung 19	Messpunkte aussen nach [9, S. 24]	21
Abbildung 20	Messpunkte Motorraum nach [9, S. 24]	21
Abbildung 21	Temperaturmessung an den Fahrzeugen nach [9, S. 25]	23
Abbildung 22	Endtemperaturen in Abhängigkeit der Fahrtstrecke [eigene Darstellung]	24

Abbildung 23 Faltröhr achssymmetrische Faltung (links) und asymmetrische Faltung (mitte und rechts) nach ABRAMOWICZ et al. [15, S. 268]	26
Abbildung 24 Kollaps-Typ I (a) und -Typ 2 (b) nach ABRAMOWICZ et al. [16, S. 191]	26
Abbildung 25 Rohrkollaps nach ALEXANDER a) Faltung nach außen b) Faltung nach innen nach MORELLO et al. [14, S. 527]	27
Abbildung 26 Faltung nach ALEXANDER (links) und ABRAMOWICZ (rechts) KRÖGER [12, S. 65]	29
Abbildung 27 Vergleich der berechneten Axiallast nach ALEXANDER und ABRAMOWICZ und JONES (Materialunabhängig) für symmetrische Faltungen, Durchmesser 30 mm [eigene Darstellung]	32
Abbildung 28 Deformationsarbeit in Abhängigkeit des Durchmessers [eigene Darstellung]	38
Abbildung 29 Spannungs-Dehnungs-Diagramm mit MAT 024 ohne LCCC [eigene Darstellung]	41
Abbildung 30 Spannungs-Dehnungs-Verlauf von Johnson-Cook und Zerilli-Armstrong [eigene Darstellung]	43
Abbildung 31 Einfluss von Dehnrates und Temperatur [9, S. 27]	44
Abbildung 32 Cockcroft-Latham-Kriterium nach [9, S. 28]	45
Abbildung 33 Faltungsvorgang mit MAT 107 (0,0042 s; 0,0052 s; 0,011 s) [eigene Darstellung]	47
Abbildung 34 Faltungsvorgang mit MAT015 (0,0042 s; 0,0052 s; 0,011 s) [eigene Darstellung]	47
Abbildung 35 Netzkonzergenz [eigene Darstellung]	48
Abbildung 36 Geamte Energie in der Simulation [eigene Darstellung]	49
Abbildung 37 Faltungsverlauf der Auslegungssimulation mit Zeitschrittangabe [eigene Darstellung]	49
Abbildung 38 Axiallast über dem Deformationsweg Vergleich [eigene Darstellung]	50
Abbildung 39 Zuschnitt mittels Bandsäge [eigene Darstellung]	51
Abbildung 40 Abdrehen der Profilie [eigene Darstellung]	51
Abbildung 41 Probe P3 (links) und P10 (rechts) im Vergleich hinsichtlich der Schweißnaht [eigene Darstellung]	51
Abbildung 42 Fallwerk der TU Freiberg bei Vorversuchen [eigene Darstellung]	52
Abbildung 43 Kraft-Weg-Verlauf [eigene Darstellung]	53
Abbildung 44 Energie-Weg-Verlauf [eigene Darstellung]	53
Abbildung 45 Vergleich der Triggerkraft [eigene Darstellung]	54
Abbildung 46 Vergleich der Axiallast [eigene Darstellung]	54

Abbildung 47 Deformierte Proben (Probe P01 bis P10 von links nach rechts) [eigene Darstellung]	54
Abbildung 48 Zweieckige Faltung (links) und Dreieckige Faltung (rechts) [eigene Darstellung]	55
Abbildung 49 Probe 09 (links) und Probe 01 (rechts) aufgetrennt [eigene Darstellung].....	55
Abbildung 50 Probe mit Abmaßen [eigene Darstellung].....	56
Abbildung 51 Fallwerk für Versuche unter Temperatureinfluss [eigene Darstellung].....	57
Abbildung 52 Multimeter mit Temperatursonde [eigene Darstellung].....	58
Abbildung 53 Kraft-Weg Verläufe Exemplarischer Versuche [eigene Darstellung].....	59
Abbildung 54 Weg-Zeit Diagramm [eigene Darstellung]	60
Abbildung 55 Probe 08 40/51 [eigene Darstellung]	61
Abbildung 56 Probe 08 49/51 [eigene Darstellung]	61
Abbildung 57 Beschleunigungs-Temperatur Verhalten [eigene Darstellung]	62
Abbildung 58 Axiallast, Triggerkraft und Deformationsweg in Abhängigkeit von der Temperatur [eigene Darstellung].....	62
Abbildung 59 Crashkraftwirkungsgrad [eigene Darstellung].....	63
Abbildung 60 Deformationsweg [eigene Darstellung].....	63
Abbildung 61 Triggerkraft [eigene Darstellung]	64
Abbildung 62 mittlere Axiallast [eigene Darstellung]	64
Abbildung 63 Energiedissipation über der Deformation [eigene Darstellung]	65
Abbildung 64 Probe P09 [eigene Darstellung]	65
Abbildung 65 Probe P16 [eigene Darstellung]	65
Abbildung 66 Probe P26 [eigene Darstellung]	65
Abbildung 67 Verlauf der Faltung von Probe P08 [eigene Darstellung]	66
Abbildung 68 Kraftverlauf im zusammen Spiel mit der Faltung bei Probe P08 [eigene Darstellung]	67
Abbildung 69 Probe P08, P18, P26 und eine unbeschädigte Probe (von links nach rechts) [eigene Darstellung]	68
Abbildung 70 Probe P19 mit der anfänglicher Wölbung [eigene Darstellung]	68
Abbildung 71 Probe P18, P38 und P17 (von links nach rechts) [eigene Darstellung].....	69
Abbildung 72 Einteilungen der Messunsicherheiten in Anlehnung an [30, S. 4 bis 5]	70

Abbildung 73 Vergleich der angepassten Simulation mit dem Ergebniss der Probe 39 [eigene Darstellung].....	73
Abbildung 74 Vergleich FEM-Simulation mit Materialmodell G mit Ergebniss der Probe 39 [eigene Darstellung]	73
Abbildung 75 Zugproben, links Querproben und rechts Längsproben [eigene Darstellung].....	74
Abbildung 76 Spannung-Dehnungskurve [eigene Darstellung]	74
Abbildung 77 Wahre Spannung über der Wahren Dehnung mit den Materialmodellen G & W [eigene Darstellung]	75
Abbildung 78 Vergleich Materialmodell W und X [eigene Darstellung].....	76
Abbildung 79 Energie über den Weg Verläufe [eigene Darstellung]	77
Abbildung 80 Kraftverlauf von T-1 [eigene Darstellung]	78
Abbildung 81 Wegverlauf T-1 [eigene Darstellung]	78
Abbildung 82 Kraftverlauf von T-2 [eigene Darstellung]	78
Abbildung 83 Wegverlauf T-2 [eigene Darstellung]	78
Abbildung 84 Kraftverlauf von T-3 [eigene Darstellung]	79
Abbildung 85 Wegverlauf T-3 [eigene Darstellung]	79
Abbildung 86 Vergleich der Simulation mit den Probe 18 [eigene Darstellung]	80

II Verzeichnis der Tabellen

Tabelle 1 Vergleich der Ergebnisse von MA et al. [5, S. 4208]	8
Tabelle 2 Vergleich der Ergebnisse von ALSHAHRANI et al. [6, S. 8777].....	8
Tabelle 3 Crashtest der Frontstruktur Auszug in Anlehnung an KRÖGER [12, S. 12].....	16
Tabelle 4 Fahrzeuge für Temperaturmessung nach [9, S. 23]	21
Tabelle 5 Koeffizienten für asymmetrische Faltung nach ABRAMOWICZ et al. [18, S. 254 bis 255].....	31
Tabelle 6 Energiebilanzen für Quadratrohr Faltungen nach ABRAMOWICZ et al. [16, S. 192 bis 194].....	34
Tabelle 7 Fallwerk-Daten [eigene Darstellung]	36
Tabelle 8 Parameter für die Analytische Berechnung [eigene Darstellung]	38
Tabelle 9 Kennwerte der Probe aus der Analytischen Berechnung [eigene Darstellung]	39
Tabelle 10 Abmessungen Deformationsstruktur [eigene Darstellung].....	46
Tabelle 11 Vergleich der Analytischen Berechnung und der FEM-Simulation [eigene Darstellung]	50
Tabelle 12 Fallhöhen Zuordnung bei Vorversuche [eigene Darstellung]	53
Tabelle 13 Einteilung in Temperaturbereiche [Eigene Darstellung].....	59
Tabelle 14 Kennwerte der exemplarischen Versuche [eigene Darstellung] .	60
Tabelle 15 Durchschnittliche Faltungsanzahl [eigene Darstellung]	69
Tabelle 16 Vergleich des Deformationsweg im Temperaturbereich T-2 [eigene Darstellung]	72
Tabelle 17 Johnson-Cook-Modell Vergleich [eigene Darstellung].....	75
Tabelle 18 Materialmodell X [eigene Darstellung]	76
Tabelle 19 Abweichungen der Simulationsergebnisse von den Mittelwerten [eigene Darstellung]	80

III Verzeichnis der Gleichungen

Formel (1) Absorbierte Energie	19
Formel (2) spezifische Energieabsorption	19
Formel (3) mittlere Axiallast.....	19
Formel (4) Crash Kraft Wirkungsgrad	19
Formel (5) Deformationsarbeit	20
Formel (6) Triggerkraft	20
Formel (7) Kinetische Energie.....	25
Formel (8) Arbeit zur Biegung um die Fließgelenke nach Alexander ALEXANDER [17, S. 12].....	27
Formel (8) Arbeit zur Dehnung zwischen den Fließgelenken nach Alexander ALEXANDER [17, S. 12].....	27
Formel (10) Gesamtarbeit zur Faltung nach Alexander ALEXANDER [17, S. 12]	28
Formel (11) mittlere Axiallast nach Alexander ALEXANDER [17, S. 12].....	28
Formel (12) Fließgelenkabstand nach Alexander ALEXANDER [17, S. 12].	28
Formel (13) Fließgelenkabstand nach Timoshenko	28
Formel (14) mittlere Axiallast nach Alexander ALEXANDER [17, S. 13].....	28
Formel (15) Arbeit zur Dehnung zwischen den Fließgelenken nach Abramowicz und Jones.....	29
Formel (16) Gesamtarbeit zur Faltung nach Abramowicz	29
Formel (17) mittlere statische Axiallast bei achssymmetrischer Faltung von Faltrohren	30
Formel (18) mittlere statische Axiallast bei nicht achssymmetrischer Faltung von Faltrohren.....	30
Formel (19) mittlere statische Axiallast bei achssymmetrischer Faltung von Faltrohren 1986	30
Formel (20) mittlere statische Axiallast bei achssymmetrischer zweieckiger Faltung von Faltrohren 1986.....	30
Formel (21) mittlere statische Axiallast bei achssymmetrischer dreieckige Faltung von Faltrohren 1986.....	30
Formel (22) Cowper und Symonds Gleichung	32

Formel (23) Herleitung dynamischer Axiallast nach Abramowicz und Jones	32
Formel (24) Hauptdehngeschwindigkeit für symmetrische Faltung.....	33
Formel (25) Hauptdehngeschwindigkeit für asymmetrische Faltung.....	33
Formel (19) mittlere statische Axiallast bei achssymmetrischer dynamischer Faltung von Faltröhren 1986.....	33
Formel (19) mittlere statische Axiallast bei assymmetrischer dynamischer Faltung von Faltröhren 1986.....	33
Formel (28) Energie Kollaps Typ I.....	34
Formel (29) Energie Kollaps Typ II.....	34
Formel (30) Energiebillanz für symmetrische Faltung	34
Formel (31) Energiebillanz für asymmetrische Faltung Fall A.....	34
Formel (32) Energiebillanz für asymmetrische Faltung Fall B.....	34
Formel (33) Energiebillanz für erweiterbare Faltung	34
Formel (34) statische Axiallast für symmetrische Faltung von Quadratrohren	35
Formel (35) statische Axiallast für asymmetrische Faltung Fall A von Quadratrohren	35
Formel (36) statische Axiallast für asymmetrische Faltung Fall B von Quadratrohren	35
Formel (37) statische Axiallast für erweiterbare Faltung von Quadratrohren	35
Formel (38) dynamische Axiallast für symmetrische Faltung von Quadratrohren	35
Formel (39) dynamische Axiallast für asymmetrische Faltung Fall A von Quadratrohren	35
Formel (40) dynamische Axiallast für asymmetrische Faltung Fall B von Quadratrohren	36
Formel (41) Fallhöhe.....	36
Formel (47) potenzielle Energie	36
Formel (48) Deformationsarbeit	37
Formel (49) Gleichsetzung der Deformationsarbeit und der potentiellen Energie	37
Formel (50) Einsetzen der Formel (26) in Formel (49)	37
Formel (46) Cowper Symonds Modell.....	41
Formel (47) Zerilli Armstrong Modell.....	41

Formel (48) Johnson Cook Modell	42
Formel (49) Cockcroft-Laham Kriterium	44
Formel (50) Cockcroft-Laham Schadensparameter	45
Formel (50) Wahre Dehnung.....	75
Formel (50) Wahre Spannung.....	75

IV Verzeichnis der Abkürzungen

Abkürzung	Erläuterung
A3 8P	Fahrzeugmodell Audi A3 8
A4 B8	Fahrzeugmodell Audi A4 B8
AZT	Allianz Zentrum für Technik
Bez	Bezeichnung
CAE	Computer-Aided-Engineering
CFE	Crash Kraft Wirkungsgrad
CFK	Kohlenstofffaserverstärkter Kunststoff
DMS	Dehnungsmessstreifen
ECE	Economic Commission for Europe
etc	et cetera
FEM	Finite Element Methode
FVK	Faserverbundwerkstoffe
GFK	Glasfaserverstärkter Kunststoff
IIHS	Insurance Institute for Highway Safety
LS-Dyna	Simulationssoftware von Livermore Software Technology Corporation
MAT XXX	Materialmodelle in LS Dyna
RCAR	Research Council for Automobile Repairs
SEA	spezifische Energieabsorption
T5	Fahrzeugmodell Volkswagen T5
usw	und so weiter
z.B.	zum Beispiel

V Verzeichnis der Kurzzeichen

Lateinisches Alphabet

Abkürzung	Einheit	Bedeutung
A	MPa	Fließspannung Johnson Cook Modell
A_i	m ²	Fläche
b	m	Kantenlänge
B	MPa	Kaltverfestigungsmodul Johnson Cook Modell
c	m	Kantenlänge
C	-	Verfestigungsmodul Johnson-Cook Modell
C_1	[MPa]	Fließspannung Zerilli Armstrong
C_{2-6}	[MPa]	Materialkonstante Zerilli Armstrong
C_{CS}	1/s	Cowper Symonds Koeffizient
CFE	-	Crash Kraft Wirkungsgrad
DC	-	kritischer Schadensparameter
D_i	m	Durchmesser
EA	J	Absorbierte Energie
E_{kin}	J	Kinetische Energie
E_{pot}	J	Potentielle Energie
$E_{Typ i}$	J	Energieanteile Faltungsmoden
g	m/s ²	Fallbeschleunigung

h	m	Abstand zwischen den Fließgelenken
h_i	m	Höhe
I_j	-	Integrale nach Wierzbicki und Abramowicz
k	-	Faktor zur Fließgelenk Berechnung
K	-	Faktor für Axiallast nach Alexander
m	-	Thermischer Erweichung Exponent Johnson-Cook Modell
m_i	kg	Masse
n	-	Kaltverfestigungs Exponent Johnson-Cook Modell
n_{ZA}	-	Materialkonstante Zerilli Armstrong
p	-	Exponent Cowper Symonds
\bar{P}	N	Mittlere Axiallast
P_i	N	Axiallast
R	m	Rohrradius
SEA	J/kg	spezifische Energieabsorption
t	m	Wandstärke
T	K	aktuelle Temperatur
T^*	K	homologe Temperatur
T_m	K	Schmelztemperatur
T_r	K	Referenztemperatur
v_i	m/s	Geschwindigkeit

W_C	J	Cockcroft-Latham Kriterium
W_{def}	J	Deformationsarbeit
W_i	J	Arbeit

Griechisches Alphabet

Abkürzung	Einheit	Bedeutung
δ	m	Verschiebung
ε	-	Dehnung
ε_e	-	Ingenieursdehnung
ε_t	-	Wahre Dehnung
ε_{eff}^p	1/s	Effektive plastische Dehnung
ε_{max}	MPa	kritische Spannung
$\dot{\varepsilon}$	1/s	Dehnrage
$\dot{\varepsilon}^*$	1/s	schadenäquivalente plastische Dehnungsrate
$\dot{\varepsilon}_{eff}^p$	1/s	effektive plastische Dehnrage
$\dot{\varepsilon}_{ref}$	1/s	Referenz Dehnungsrate
θ	°	Winkel zwischen Fließgelenken
ν	-	Poissonzahl
σ_e	-	Ingenieursspannung
σ_F	MPa	Fließspannung
σ_{max}	MPa	kritische Spannung
σ_t	MPa	wahre Spannung
τ	MPa	Scherspannung

1 Einleitung

Metallische Deformationsstrukturen sind ein fester Bestandteil passiver Sicherheitssysteme und finden in nahezu allen modernen Verkehrsmitteln Anwendung. Eine spezielle Anwendung dieser metallischen Deformationsstrukturen ist die Crashbox, die für den Einsatz im Bereich von Low-Speed-Impact im Kraftfahrzeug verwendet wird. Dabei wird der Geschwindigkeitsbereich bis etwa 15 km/h definiert. Die Crashbox soll die vollständige Aufprallenergie absorbieren und verhindern, dass andere Strukturen beschädigt werden. Low-Speed-Impact Unfälle treten am häufigsten innerhalb von Ortschaften auf. In Abbildung 1 wird ersichtlich, dass dies etwa 73 % aller Unfälle betrifft.

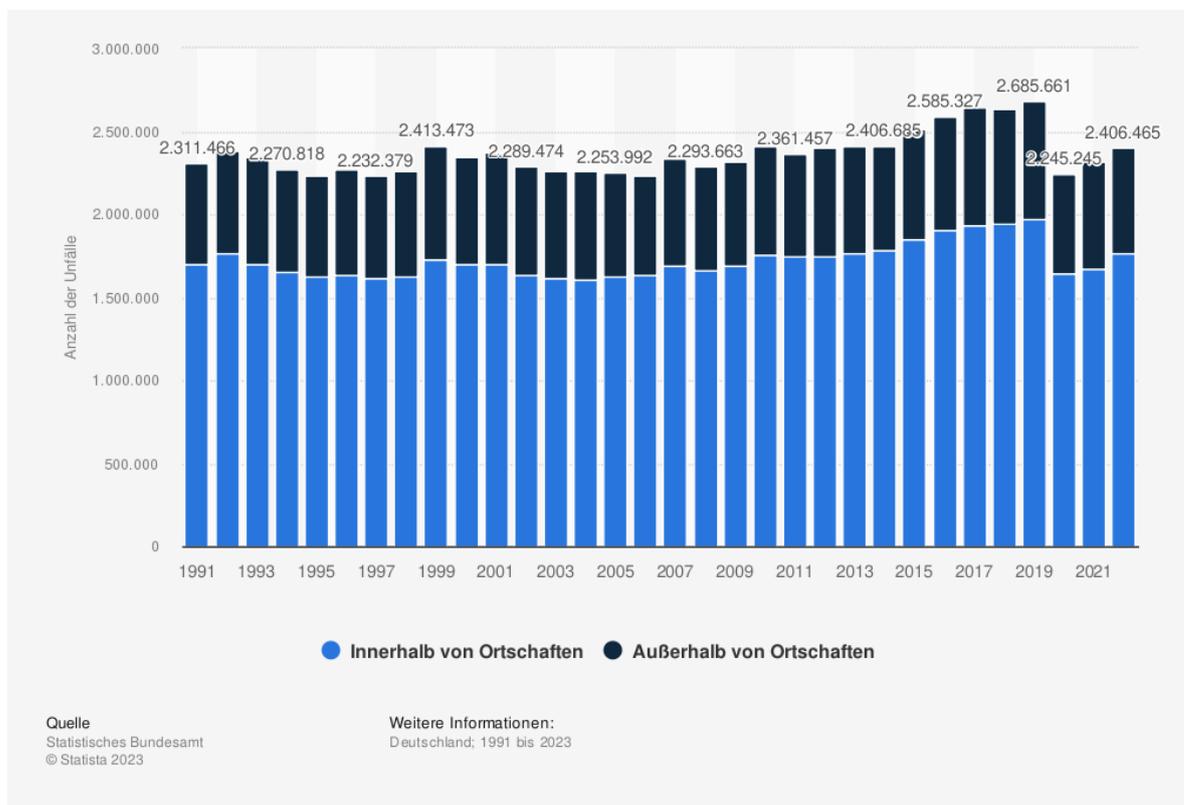


Abbildung 1 Anzahl der Straßenverkehrsunfälle in Deutschland nach Ortslage von 1991 bis 2022 [1]

Durch die stetig steigenden Anforderungen an moderne Fahrzeuge steigen auch die Anforderungen an die Sicherheitseinrichtungen. Dies liegt zum Teil an der durch Komfort, aktive Sicherheitssysteme, Innenausstattung, Qualität, Antrieb und Gesetzgebung ständig wachsenden Fahrzeugmasse. Die Elektromobilität verstärkt die Zunahme der Fahrzeugmassen noch weiter.

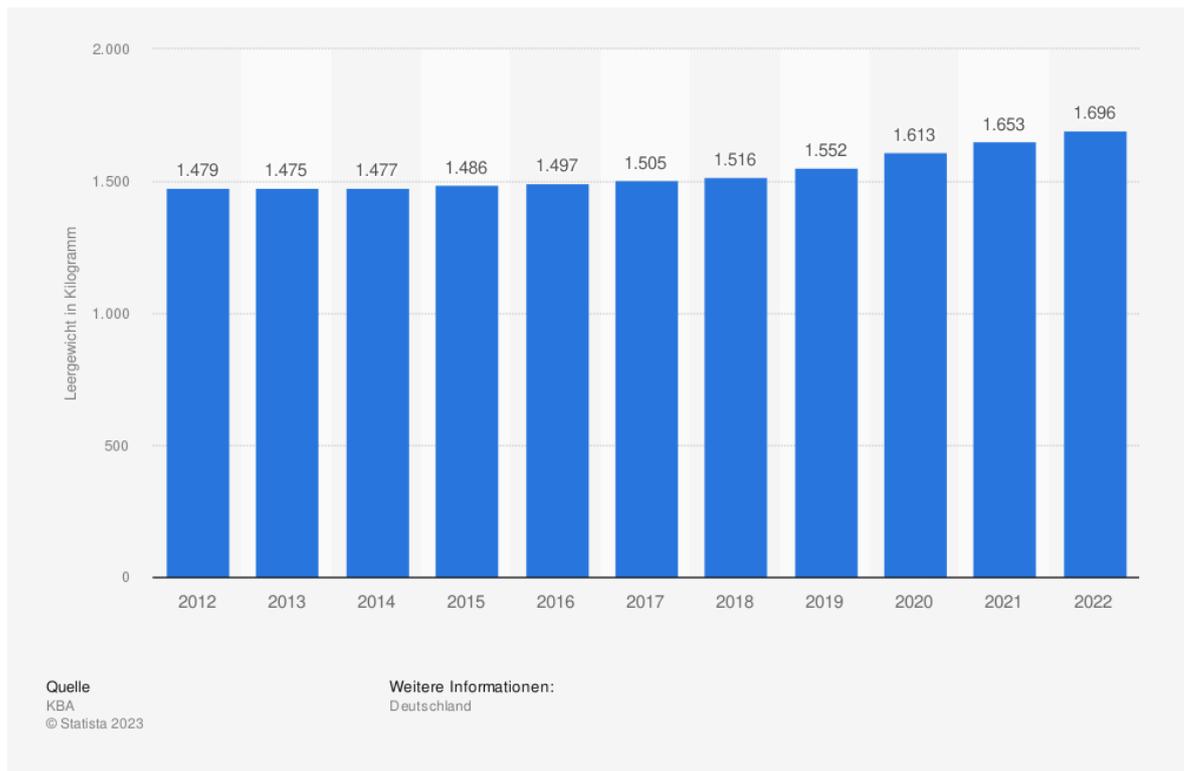


Abbildung 2 Durchschnittliche Leermasse neu zugelassener Personenkraftwagen in Deutschland von 2012 bis 2022 [2]

Die steigende Leermasse von Personenkraftwagen sind in Abbildung 2 deutlich zu sehen. Es zeigt sich, dass ab dem Jahr 2018 ein deutlicher Anstieg der Leermassen zu verzeichnen ist.

Durch diese Entwicklungen sollten die Einflüsse auf das Deformationsverhalten von metallischen Deformationsstrukturen genauer untersucht werden. So beschäftigt sich diese Arbeit mit dem Einfluss der Temperatur auf das Verhalten der Crashbox. Zu Beginn wurden Recherchen zu den Entwicklungen im Bereich der passiven Sicherheit, insbesondere im Bereich Low-Speed-Impact, durchgeführt. Dabei wurden verschiedene geometrische Umsetzungen sowie verschiedene Werkstoffe und Werkstoffkombinationen analysiert. Anschließend wurde ein Überblick über die derzeit verwendeten Systeme verschiedener Hersteller verschafft.

Da sich diese Arbeit mit dem Einfluss der Temperatur befasst, mussten entsprechende Erkenntnisse zu den vorherrschenden Temperaturbereichen solcher Strukturen gewonnen werden, um diese möglichst gut einzugrenzen.

Anschließend wurde eine mögliche Vorgehensweise der analytischen Berechnung für metallische Deformationsstrukturen erläutert und zur Auslegung verwendet. Das Ergebnis der Auslegung wurde mithilfe einer FEM-Simulation abgeglichen.

Aufgrund dieser Erkenntnisse konnten dann praktische Versuche mithilfe eines Fallwerkes durchgeführt werden, bei denen die Proben bei drei verschiedenen Temperaturen und deformiert wurden. Dadurch konnte der Einfluss der Temperatur auf das Deformationsverhalten dokumentiert werden.

Mittels dieser Daten konnte dann ein Vergleich mit den Auslegungsmethoden gezogen werden, wobei die FEM-Simulation angepasst und der Einfluss der Selbsterwärmung in die Simulation eingeflossen ist.

2 Stand der Technik

Durch modernere Materialkombinationen lassen sich unterschiedliche Effekte bei Crashabsorbern erzielen und Leichtbaukonzepte mit einer höheren Energieabsorption ermöglichen.

Aluminium-Schaum-Verbundwerkstoffe gewinnen zunehmend an Bedeutung. Deren Anwendungen reichen von Sprengschutzsystemen, Wärmetauschern bis hin zu Leichtbauwerkstoffen für die Schiff-, Raumfahrt- und Automobilindustrie. Durch die Größe, Verteilung und Form des Materials lassen sich die mechanischen und thermischen Eigenschaften der Verbundwerkstoffe einstellen. Diese Eigenschaften lassen sich aber nur schwer in der Massenproduktion kontrollieren.

ELMARAKBI [3, S. 77 bis 96] untersuchte den Einsatz von Aluminium-Schäumen in Energieabsorbern. Dabei wurde der Aluminium-Schaum unter Druckbelastung geprüft, wodurch sich ein charakteristischer Spannungs-Dehnungs-Verlauf ergab, wie in Abbildung 3 dargestellt.

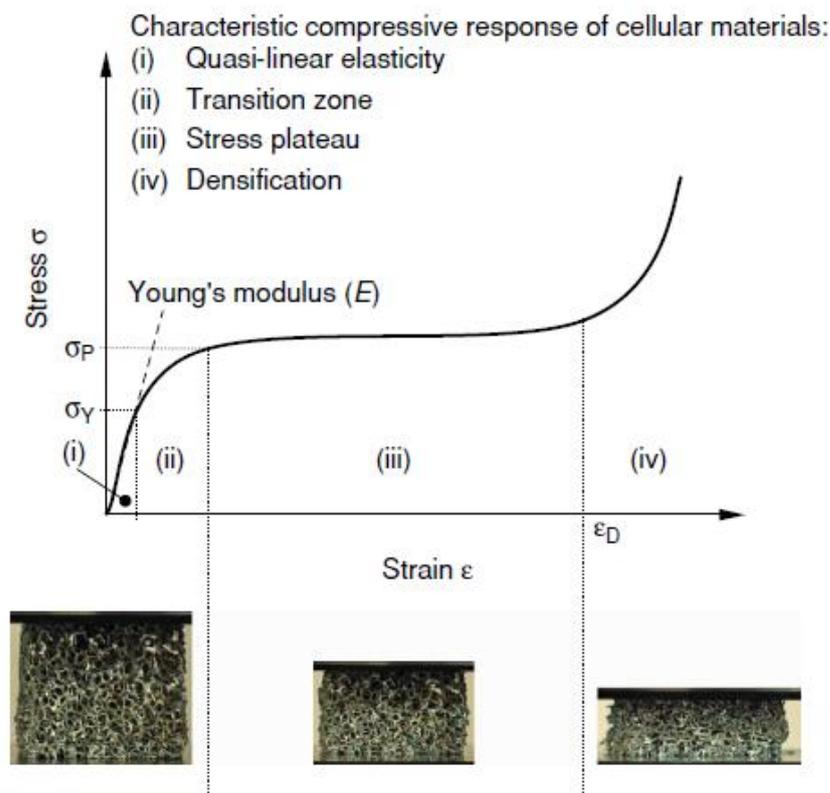


Abbildung 3 charakteristisches Verhalten von Aluminium-Schaum nach ELMARAKBI [3, S. 79]

Das Verhalten kann in vier Bereiche unterteilt werden. (i) Linear elastisch, (ii) Übergangsbereich, (iii) Spannungsplateau und (iv) Verdichtung. Durch das konstante Kraftniveau in den Spannungsplateaubereichen eignet sich dieses Material besonders als Energieabsorber.

Um die mögliche Absorption zu erhöhen, kann der Aluminium-Schaum als Füllmaterial für einen Hohlkörper verwendet werden. Dadurch tritt neben der Absorption der Energien des Hohlkörpers (W^{tube}) und des Aluminium-Schaums (W^{foam}) ein zusätzlicher Absorptionsanteil durch die Interaktion des Schaumes ($W^{\text{additional}}$) mit dem Hohlkörper (z.B. auf Reibung) auf. Diese werden exemplarisch in Abbildung 4 gezeigt.

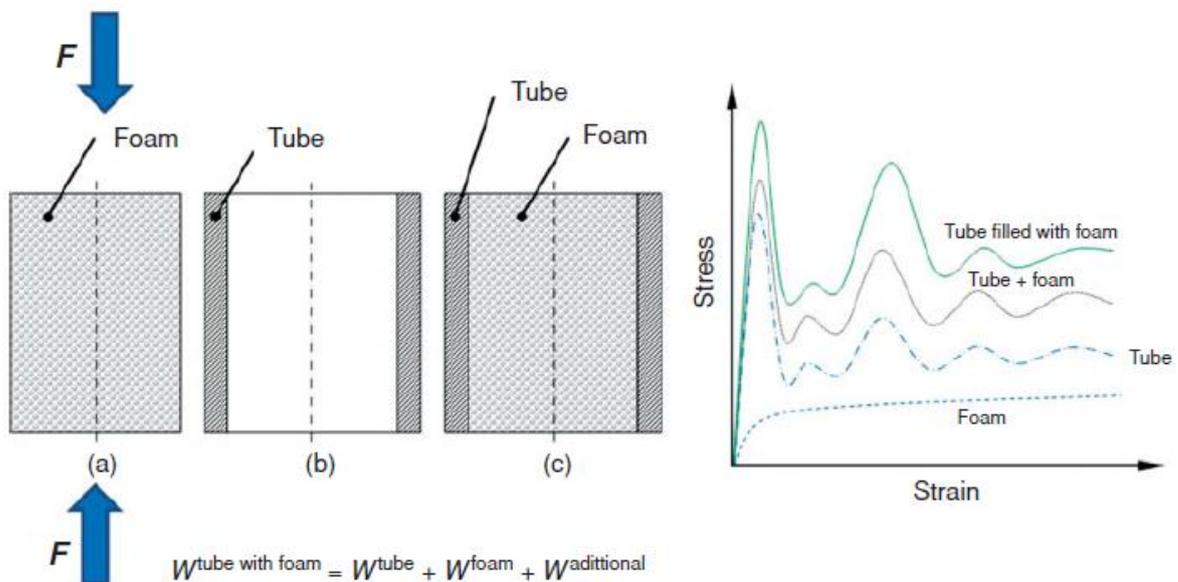


Abbildung 4 Vergleich des Absorptionspotenzials mit Matrix nach ELMARAKBI [3, S. 80]

Durch das Ausschäumen von Hohlkörpern kann bei gleichbleibendem Bauraum eine deutlich höhere Energie umgewandelt werden. Die zusätzliche Masse des Crashabsorbers durch die Aluminiumschaum-Füllung ist abhängig von der Korngröße des Schaumes.

Die Anwendung von Faserverbundwerkstoffen (FVK) als Crashabsorber wurde von FEINDLER [4, S. 1 bis 146] hinsichtlich des Versagensverhaltens untersucht. Hierbei wurde zwischen drei verschiedenen Versagensfällen unterschieden: Ideal progressives Versagen [A], progressives Versagen, Instabilität [B] und Versagen durch Instabilität [C]. Diese sind in Abbildung 5 dargestellt.

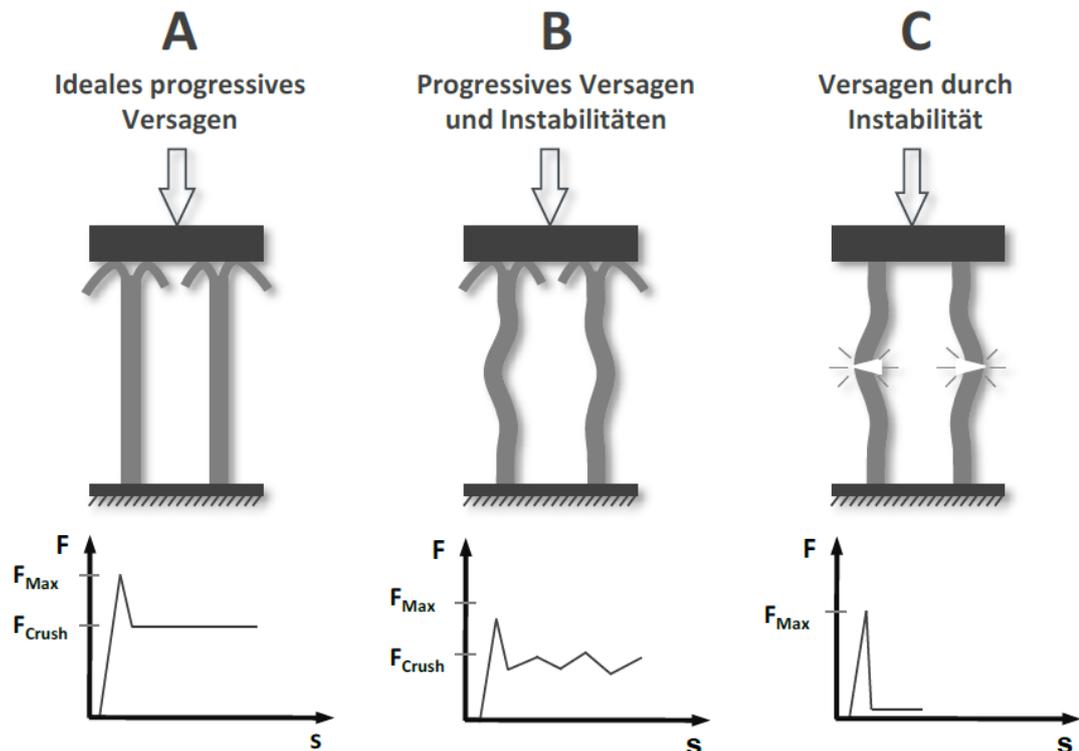


Abbildung 5 Einteilung des Versagensverhaltens sowie der charakteristische Kraft-Weg-Verlauf nach FEINDLER [4, S. 71]

Dabei wird anhand der charakteristischen Kraft-Weg-Verläufe in Abbildung 5 ersichtlich, dass ein ideal progressives Versagen [A] die maximale Energieabsorption ermöglicht. Die Instabilität entsteht durch das Beulen des Materials, welches durch Überschreiten der elastischen Spannung σ_{el} an einzelnen Stellen des Profilquerschnitts auftritt.

Somit ist das Versagensverhalten von FVK-Absorbern, material- und geometrieabhängig und kann durch eine lineare Beulenanalyse (siehe Anlage 1) bewertet werden. Die Materialeigenschaften bei FVK sind abhängig von der Faserorientierung (Flechtwinkel) zu der Belastungsrichtung. In Abbildung 6 wird die spezifische Energieabsorption zum Flechtwinkel dargestellt.

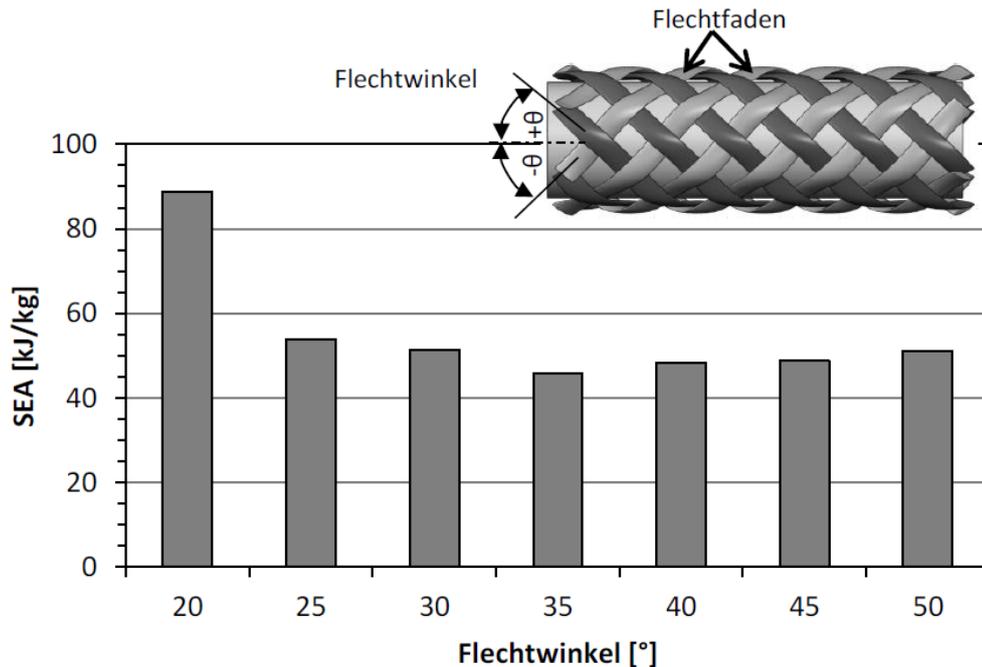


Abbildung 6 SEA in Abhängigkeit des Flechtwinkels nach FEINDLER [4, S. 38]

Durch die über den Lagenaufbau einstellbaren mechanischen Eigenschaften, den unter Axialbelastung kontinuierlichen progressiven Versagensprozess und deren freie Gestaltungsmöglichkeiten weist das Material hohes Leichtbaupotenzial auf. Dies zeigt die spezifische Energieabsorption (SEA), die über vergleichbaren Aluminium- oder Stahlstrukturen liegt, nach FEINDLER [4, S. 2].

Die Kombination von FVK als Ummantelung von metallischen Absorbieren wurde in verschiedenen Arbeiten untersucht und simuliert. In der Arbeit von MA et al. [5, S. 4202 bis 4220] wurden Aluminiumrohre mit kohlenfaserverstärktem Kunststoff (CFK) umwickelt. Ein ähnlicher Ansatz wird in der Arbeit von ALSHAHRANI et al. [6, S. 8771 bis 8783] mit Aluminiumrohren mit glasfaserverstärkter Kunststoffummantelung (GFK) verfolgt.

Beide Varianten besitzen denselben Grundaufbau, bei welchem ein Aluminiumrohr, das mit dem entsprechenden Ummantelungsmaterial unter quasi-statischem Druck experimentell geprüft und bewertet wurde. Beide Untersuchungen besitzen jedoch unterschiedliche geometrische Ausmaße der Rohre, weshalb die SEA und andere Kennwerte nicht direkt vergleichbar sind.

Die entsprechende Lösung mittels CFK-Ummantelung wurde mit zwei mittels verschiedener Wickelungsverfahren, 30°/90° und 90° durchgeführt und direkt mit der rein metallischen Lösung verglichen. Dabei wird deutlich, dass in der Arbeit von MA

et al. [5, S. 4208] das Wickelungsverfahren $30^\circ/90^\circ$ sowohl experimentell als auch rechnerisch die besten Ergebnisse erzielt hat. Diese werden in der Tabelle 1 aufgeführt.

Tabelle 1 Vergleich der Ergebnisse von MA et al. [5, S. 4208]

	Experimentell		Simulation	
	EA [J]	SEA [J/g]	EA [J]	SEA [J/g]
Al	483,21	24,40	490,39	24,77
[$30^\circ/90^\circ$] Al	1675,73	45,56	1627,41	44,25
[90°] Al	1206,61	34,81	1223,00	33,25

Eine weitere Variante ist die GFK-Ummantelung von Aluminiumrohren, welche eine kostengünstigere Lösung als die Verwendung von CFK darstellt. Dabei wurden GFK-Matten mit einer Faserorientierung von $0^\circ/90^\circ$ geprüft und mit einem Nasswickelverfahren aufgetragen. Bei den Versuchen wurden verschiedene Anzahlen an Glasfaserlagen (4-Lagig, 6-Lagig und 8-Lagig) experimentell geprüft.

Tabelle 2 Vergleich der Ergebnisse von ALSHAHRANI et al. [6, S. 8777]

	Al	Al-4GFK	Al-6GFK	Al-8GFK
EA [J]	2791,84	3046,86	3052,65	3100,61
SEA [J/g]	41,03	38,18	36,42	34,18

In Tabelle 2 wird ersichtlich, dass eine Steigerung der Energieabsorption durch GFK-Ummantelung möglich ist, jedoch sinkt die SEA mit zusätzlichen Lagen proportional. Zusätzlich ist die Steigerung der Energieabsorption durch zusätzliche GFK-Lagen mit $<2\%$ gering. Dadurch wird deutlich, dass durch die Ummantelung durch CFK höhere SEA-Werte möglich sind als bei vergleichbaren Ummantelungen mit GFK.

Neben der Variantenvielfalt durch verschiedene Materialien und Materialkombinationen besteht die Beeinflussung durch die Geometrie. Eine Variante ist der »Origami«-Crashabsorber von BOREANAZ et al. [7, S. 392 bis 403]. Durch diese Form soll ein progressiver Versagensverlauf fokussiert und ein

homogener Faltungsverlauf unter axialer Belastung erzeugt werden. Dadurch werden Masse und Bauraum reduziert und die Energieabsorption erhöht.

Dabei werden ein »typischer«-Crashabsorber (siehe Abbildung 7) mit dem »Origami«-Absorber (Abbildung 8) verglichen.

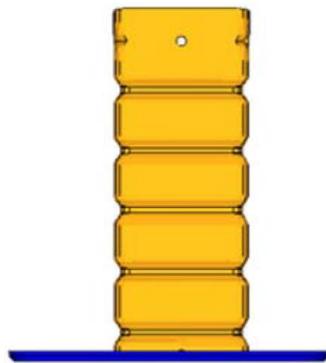


Abbildung 7 typischer Crashbox nach BOREANAZ et al. [7, S. 394]

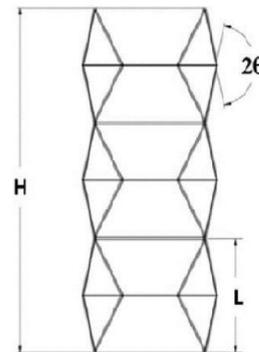


Abbildung 8 Origami Crashbox nach BOREANAZ et al. [7, S. 395]

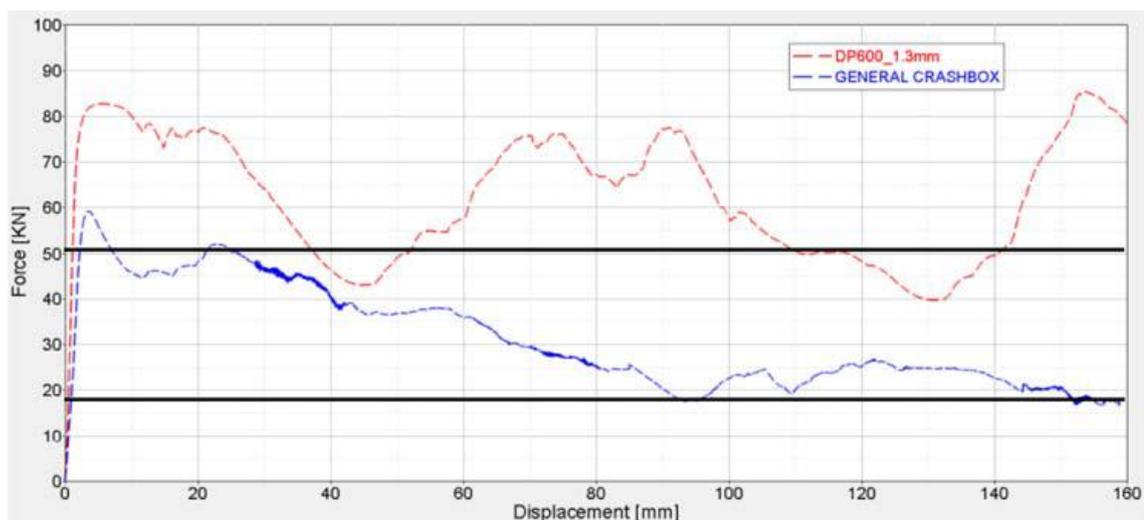


Abbildung 9 Vergleich der Kraft-Deformationsverläufe nach BOREANAZ et al. [7, S. 397]

In Abbildung 9 wird die Kraft-Deformation beider Strukturen dargestellt. Der »Origami«-Crashabsorber (DP600_1.3mm) weist dabei eine deutlich höhere Absorptionsenergie als der typische Crashabsorber (GENERAL CRASHBOX) auf. Im Kraft-Deformationsverlauf des »Origami«-Crashabsorbers wird ersichtlich, dass das Kraftniveau bei jeder Faltung fast auf das Anfangsniveau wieder ansteigt. Dadurch stellt sich ein höheres Energieniveau ein als bei dem »typischen«-Crashabsorber. Im Vergleich zu BOREANAZ et al. [7, S. 396] sieht man, dass trotz der Masseinsparung von 23,6 % fast eine Verdoppelung der Absorptionsenergie ermöglicht

wird. Damit wird dargestellt, dass eine deutliche Verbesserung auch mit rein metallischen Strukturen durch eine geometrische Optimierung erzielt werden kann.

Metallische Crashabsorber werden meist aus Aluminium oder mehrphasigen Stählen gefertigt, da sich diese durch ihre gute Verarbeitungsfähigkeit und Anschaffungskosten auszeichnen. Der Einsatz von austenitischen und Duplex-Stählen als Werkstoff für Crashabsorber wurde von RATTE et al. [8, S. 692 bis 697] behandelt. Dabei wurden fünf verschiedenen Stähle (1.4301, 1.4376, 1.4462, LDX und TRIP700) mit unterschiedlichen Materialtests hinsichtlich der Eignung als Energieabsorber bewertet.

- Quasistatischer Zugversuch (DIN EN 10002)
 - o Temperaturbereich: -40 °C, Raumtemperatur und 180 °C
- Dynamischer Zugversuch
 - o Dehnungsrate 0,005 s⁻¹; 10 s⁻¹ und 200 s⁻¹
- Bulge-Test

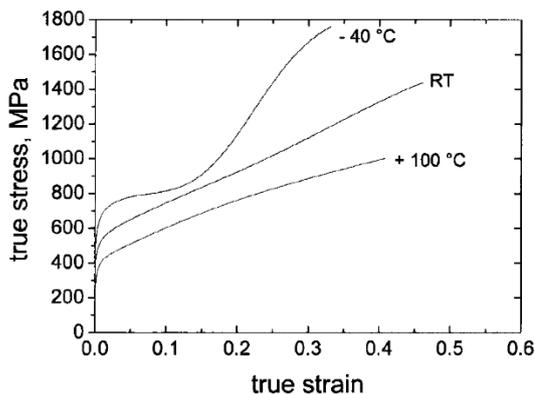


Abbildung 10 Fließkurve 1.4376 nach RATTE et al. [8, S. 694]

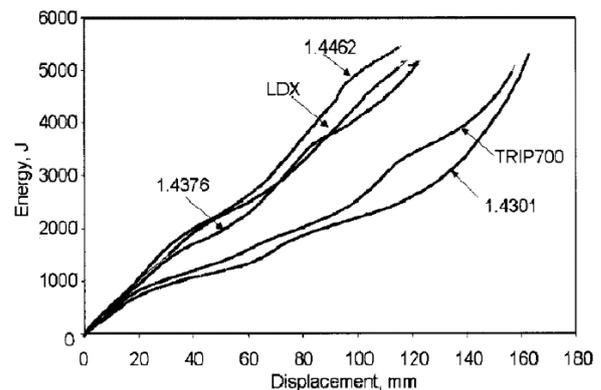
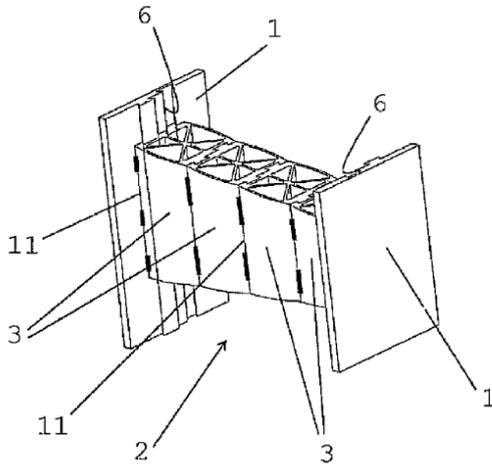


Abbildung 11 Energieabsorption nach RATTE et al. [8, S. 697]

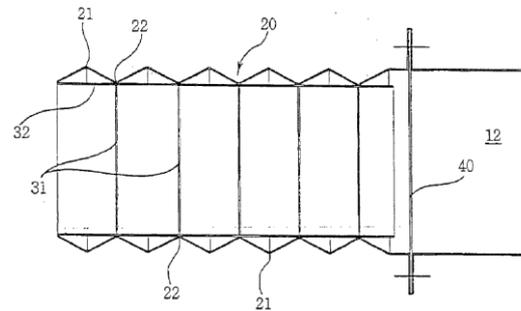
Bei den Zugversuchen im niedrigen Temperaturbereich (-40 °C) siehe Abbildung 10 kommt es bei den austenitischen Stählen bei einer Gefügeumwandlung zu Martensitgefügen, weshalb die Fließkurve einen untypischen Verlauf mit zwei Wendepunkten besitzt. In Abbildung 11 werden die jeweiligen Energieabsorptionen für einen Beispielsabsorber mit 1 mm Wandstärke hinsichtlich der Energieabsorption über Verschiebung verglichen. Dabei wird ersichtlich, dass die Duplexstähle und der austenitische Stahl 1.4376 ähnliche Ergebnisse erzielen. Zusätzlich weisen die geprüften Stähle laut RATTE et al. [8, S. 697] eine akzeptable Spitzenkraft auf, wodurch

die Eignung von austenitischen und Duplex-Stählen als Werkstoff für Crashabsorber im Fahrzeugbau nachgewiesen wird.

In einer Vorarbeit des Autors [9, S. 3 bis 7] wurde eine Patentrecherche zur Thematik Crashabsorber für den Zeitraum 01.01.2005-07.10.2022 durchgeführt. Dabei wurden verschiedene Patente vorgestellt und deren Inhalt erläutert. Daher wird hier nur ein repräsentativer Auszug aus der Patentrecherche vorgestellt.



**Abbildung 12 Patent DE 10 2013 109 434 A1
nach BÖHMER et al. [10, S. 1]**



**Abbildung 13 DE 11 2008 000 555 T5 nach
SUNG et al. [11, S. 7]**

Es wurden für die homogenen Crashabsorber zwei verschiedene Patente vorgestellt. Zum einen das Patent DE 10 2013 109 434 A1 (siehe Anlage 2), bei welchem die Umsetzung mithilfe mehrerer formschlüssig verbundener Hohlprofile erfolgt (siehe Abbildung 12). Eine andere Variante ist das Patent DE 11 2008 000 555 T5 (siehe Anlage 3). Hierbei wird ein Wellenrohr verwendet, welches mithilfe von Verstärkungsrippen eine höhere Energiedissipation ermöglicht (siehe Abbildung 13).

Neben der Variante eines homogenen Crashabsorbers werden auch verschiedene Patente vorgestellt, die ein Füllmaterial nutzen. Darunter werden die Patente DE 10 2011 107 698 A1, DE 10 2016 010 206 A1, EP 3 445 616 B1 und DE 10 2020 201 772 A1 aufgeführt. Diese bestehen aus einer Stützmatrix, die über Hohlräumen verfügt. Diese Hohlräume werden mit einem Füllmaterial zur Erhöhung der Energiedissipation ausgefüllt.

Neben den bisher vorgestellten irreversiblen Crashabsorbern werden in der Vorarbeit des Autors [9, S. 6 bis 7] noch entsprechende Patente für reversible Absorber und Absorber mit Aktoren vorgestellt.

Um einen Überblick über die derzeit verwendeten Crashabsorber zu erhalten, wurden die verwendeten Systeme von verschiedenen Fahrzeugen ermittelt. Dafür wurden stichprobenartig von fünf verschiedenen Fahrzeugen die entsprechenden Ersatzteilnummern ermittelt, um die jeweiligen Crashabsorber-Systeme und deren Aufbau optisch zu bewerten.

- Fahrzeuge:
- Audi A6 C8 (siehe Anlage 4)
 - BMW 7er G70 (siehe Anlage 5)
 - Ford Focus CGE (siehe Anlage 6)
 - Mitsubishi Outlander GM (siehe Anlage 7)
 - Renault SCENIC IV JFA (siehe Anlage 8)

Bei all den oben aufgelisteten Fahrzeugen wird ein irreversibler Crashabsorber verwendet, welcher mithilfe einer unlösbaren Verbindung mit dem Querträger verbunden ist. Zusätzlich wird bei allen Fahrzeugen eine Schaumstruktur an den Querträgern eingesetzt, welche dem Fußgängerschutz dient und für Bagatell-Unfälle zur Wirkung kommt. Dieser Aufbau wird in Abbildung 14 schematisch dargestellt.

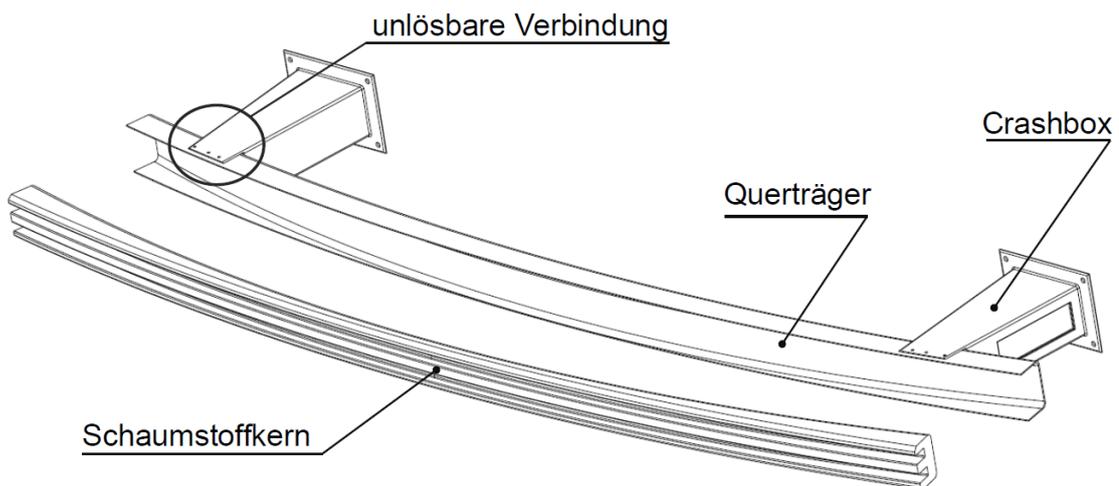


Abbildung 14 Schematische Darstellung Front-Absorbersystem [eigene Darstellung]

Der BMW 7er und der Mitsubishi Outlander besitzen zusätzlich einen unteren Querträger mit Crashabsorbern. Dies wird häufig bei Fahrzeugen mit großen Fahrzeugfronten wie z.B.: SUV, Pick-Up, Geländewagen und Luxus-Limousinen verwendet. Dieser Aufbau spiegelt den aktuell verwendeten Ist-Stand der Technik wider, da dieser einen Kompromiss aus Zuverlässigkeit und Herstellungskosten darstellt.

3 Problemstellung

Crashboxen befinden sich in allen modernen Beförderungsmitteln. Dabei dienen sie der Sicherheit der Insassen und des Frachtgutes. Im Bereich der Kraftfahrzeugtechnik befinden sich die Crashboxen sich zwischen dem Querträger und den Längsträgern. Dabei besteht das Hauptaugenmerk auf der vollständigen Absorption der Aufprallenergien für den Low-Speed-Impact. Dieser Low-Speed-Impact bezieht sich auf den Geschwindigkeitsbereich von etwa 4 km/h bis 15 km/h, siehe hierzu KRÖGER [12, S. 12]. In diesem Bereich sollen die Crashabsorber die Energie vollständig absorbieren, um eine Beschädigung der Längsträger und dahinter liegenden Strukturen zu vermeiden.

Durch die stetig steigenden Anforderungen an Komfort, aktive Sicherheitssysteme, Innenausstattung, Qualität, Gesetzgebung und Antrieb steigen auch die Fahrzeugleermassen. Dementsprechend müssen die integralen Sicherheitssysteme höhere Energien absorbieren.

In Anbetracht der steigenden Anforderungen an die integralen Sicherheitssysteme und der zunehmenden Bedeutung des Leichtbaus müssen auch die äußeren Einflussfaktoren genauer betrachtet werden.

Dadurch kommt man zu der Fragestellung, wie sich die Deformationsstrukturen unter unterschiedlichen Temperaturen und die Absorption verhalten.

Eine typische Bewertung der integralen Sicherheitssysteme erfolgt dabei mithilfe des RCAR »low-speed structural test«. Dabei wird das Fahrzeug mit einem Dummy gegen eine starre und eine bewegliche Barriere mit einer Überdeckung von 40 % und einer Geschwindigkeit von 15 km/h gefahren. Da eine komplette Fahrzeugfront zu prüfen einen unverhältnismäßig hohen Aufwand für diese Arbeit ist, soll ein Ersatzmodell gebildet werden. Dementsprechend soll der Aufprall mit einer vollständigen Überdeckung geprüft werden. Somit liegt eine symmetrische Belastung vor, was die Untersuchung eines halben Modells ermöglicht. Zur besseren Reproduzierbarkeit und der Kosteneffizienz soll das Modell mithilfe eines irreversiblen Crashabsorber realisiert werden. Da die Versuche mithilfe eines Fallwerkes realisiert werden soll, liegt das Hauptaugenmerk auf der Aufprallgeschwindigkeit von 15 km/h.

4 Crashabsorber

Crashabsorber in Kraftfahrzeugen sind Teil der Fahrzeugkarosserie. Diese besitzen nach KRAMER [13, S. 179] zwei Hauptaufgaben. Die erste Hauptaufgabe ist die Realisierung einer Fahrgastzelle mit ausreichend hoher Steifigkeit, welche den Insassen bei Unfällen einen Überlebensraum bietet. Die zweite Hauptaufgabe besteht darin, eine insassenverträgliche Beschleunigung mithilfe der Deformationszone zu realisieren, die die kinetische Energie in Deformationsarbeit umwandelt.

In der Abbildung 15 wird ersichtlich, wie das Kraftniveau in Richtung der Fahrgastzelle stetig steigt. Die Strukturen können den entsprechenden Deformationszonen zugeordnet werden, sodass der Crashabsorber je nach Interpretation, dem Fußgängerschutz und den Bagatell-Unfällen bzw. dem Selbstschutz und der Kompatibilität zugeordnet werden kann.

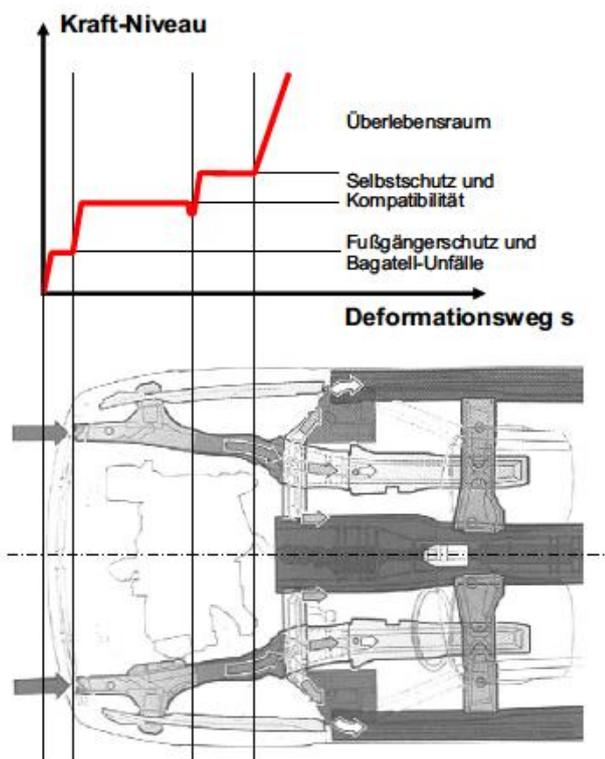


Abbildung 15 Deformationszone an der Vorderwagenstruktur nach KRAMER [13, S. 181]

Der Haupteinsatz von Crashabsorbern in Kraftfahrzeugen ist die Aufnahme von axial zur Fahrzeugachse wirkende Aufprallenergie. Die Crashabsorber sollen zusammen mit davor weiteren integralen Sicherheitssystemen wie Stoßfänger,

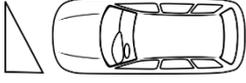
Querträger etc., eine vollständige Energieabsorption bei geringen Aufprallenergien ermöglichen.

4.1 Crashtest der Frontstruktur am Gesamtfahrzeug

Crashabsorber können unterschiedlich umgesetzt werden. Dies liegt in der Gestaltungsfreiheit des Herstellers, wobei die Umsetzung hauptsächlich von dem Fahrzeugsegment und der jeweiligen landespezifischen Vorschrift abhängig ist.

Dabei gilt zwischen den gesetzlich vorgeschriebenen Prüfungen, welche unerlässlich für die Zulassung in dem jeweiligen Land sind, und den Prüfungen der Verbraucherverbände, Medien und Versicherungsgesellschaften zu unterscheiden. Die gesetzlichen Prüfungen sind dabei als Mindestanforderungen zu sehen, da ohne eine Homologation für das entsprechende Land keine Zulassung möglich ist. So werden bei Economic Commission for Europe (ECE) die Front- und Heckcrashtestversuche mit höheren Geschwindigkeiten durchgeführt. Dabei erfolgt die Bewertung des Versuches nach Insassenbelastung, Kraftstoffdichtigkeit, Bergungsverhalten etc. und dienen somit hauptsächlich der Insassensicherheit. Die durch Versicherungsgesellschaften gestützten Versuche werden in geringeren Geschwindigkeitsbereichen durchgeführt. Diese bewerten die Reparaturkosten nach der Kollision. Dies dient den Versicherungen zur Versicherungseinstufung der Fahrzeuge. Ein Auszug der entsprechenden Tests wird in Tabelle 3 dargestellt.

Tabelle 3 Crashtest der Frontstruktur Auszug in Anlehnung an KRÖGER [12, S. 12]

Versuch	v_0	Beladung	Bewertung
AZT 40% Überd. 	15 km/h	1 Insasse	Reparaturkosten
IIHS 100% Überd. 	5 mph ~8 km/h	Leermasse und Zul. Gesamtmasse	Reparaturkosten
IIHS 30° 	5 mph ~8 km/h	Leermasse und Zul. Gesamtmasse	Reparaturkosten

Aus Tabelle 3 wird ersichtlich, dass die Crashabsorber für einen Geschwindigkeitsbereich von bis zu 15 km/h ausgelegt werden, um möglichst geringe Reparaturkosten bei den verschiedenen Prüfungen zu erreichen und somit eine gute Versicherungseinstufung zu ermöglichen sowie die Kaufentscheidung zu beeinflussen.

4.2 Einteilung der Crashabsorber

Prinzipiell lassen sich Crashabsorber in zwei Deformationsprinzipien unterteilen. Die reversiblen und die irreversiblen Absorbern, siehe Abbildung 16.

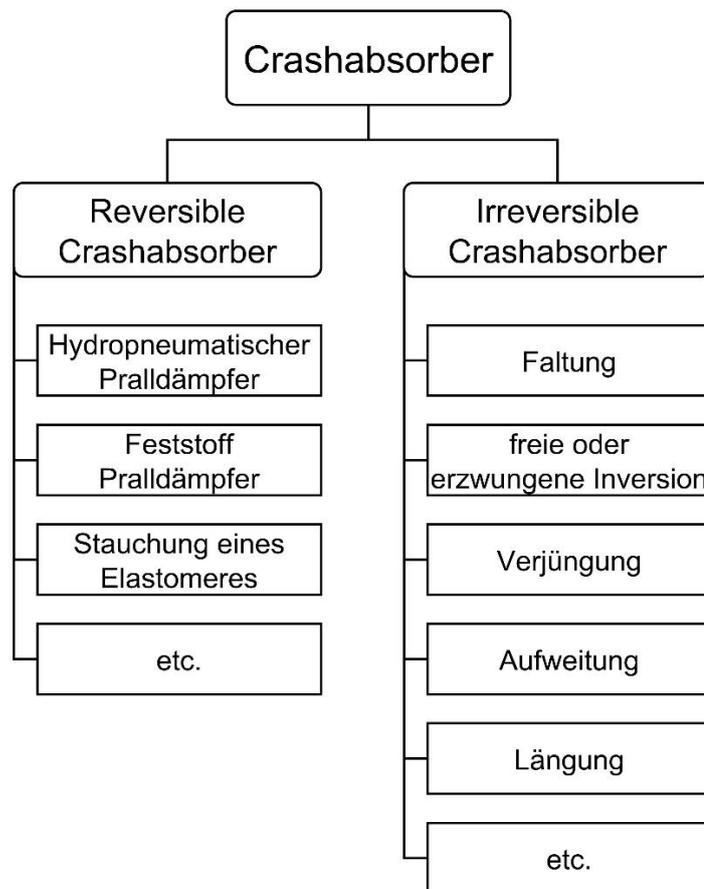


Abbildung 16 Einteilung der Absorber in Anlehnung an KRÖGER [12, S. 9]

Reversible Absorber verwenden dabei Reibungsverluste, Strömungsverluste eines Mediums oder elastische Deformation von Elastomeren. Dabei können die reversiblen Absorber eine bestimmte Energie absorbieren und können danach wieder in den Ursprungszustand zurückkehren. Dadurch entfällt der Austausch der Crashabsorber, was sich positiv auf die Reparaturkosten auswirkt, jedoch sind die Herstellungskosten deutlich höher als bei irreversiblen Absorbern.

Irreversible Absorber arbeiten meist mit der Umwandlung der Aufprallenergie in Deformationsarbeit. Dabei verwenden sie verschiedene Prinzipien der plastischen Deformation (Faltung, Inversion, Verjüngung, etc). Bei Überschreitung der Triggerkraft kollabiert die Struktur und wird vollständig zerstört. Im Vergleich zu den reversiblen Absorbern müssen diese nach jeder Beschädigung vollständig ersetzt werden. Dafür können die irreversiblen Absorber durch ihre steifere Bauform höhere Energien umwandeln als reversible Absorber.

Durch die hohe Zuverlässigkeit und die kostengünstige Fertigung haben sich bei den meisten Herstellern irreversible Absorber durchgesetzt.

4.3 Kenngrößen zur Bewertung der Energiedissipation

Zur Bewertung und Vergleich verschiedener Absorber und deren Dissipation, wurden unterschiedliche Kennwerte eingeführt. Im Abschnitt 4.3 werden vier verschiedene Kennwerte aufgeführt.

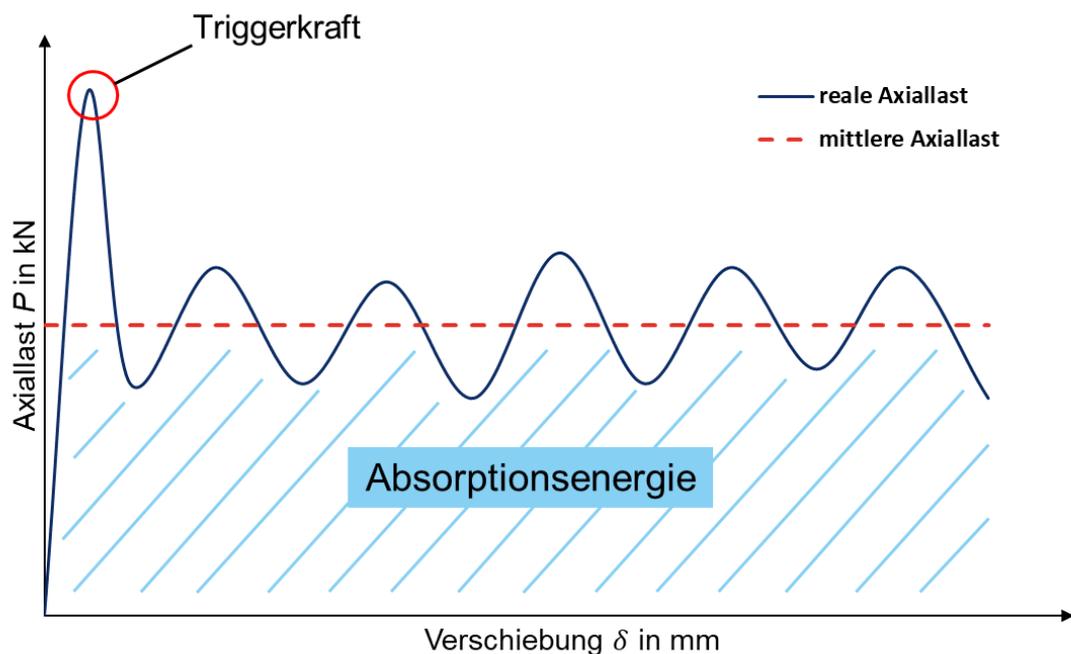


Abbildung 17 Schematischer Verlauf der Axiallast über der Verschiebung [9, S. 12]

Zur besseren Erläuterung der Kennwerte wird in Abbildung 17 ein schematischer Verlauf der Axiallast über der Verschiebung für einen ungetriggerten metallischen Crashabsorber dargestellt.

Ein Kennwert ist die absorbierte Energie EA . Dieser definiert die absorbierte Energie als Integral der Axiallast P über der Verschiebung δ , wie in Formel (1) dargestellt.

$$EA = \int_0^{\delta_x} P(\delta) d\delta \quad (1)$$

Ein weiterer Kennwert ist die spezifische Energieabsorption SEA . Dieser definiert das Verhältnis der absorbierten Energie EA zu der Masse des Absorbers m , siehe Formel (2).

$$SEA = \frac{EA}{m} \quad (2)$$

Die mittlere Axiallast P_m definiert die durchschnittliche Axiallast bei einem Absorber. Definiert wird die mittlere Axiallast als Verhältnis der absorbierten Energie EA zu der Verschiebung δ , siehe Formel (3).

$$P_m = \frac{EA}{\delta} \quad (3)$$

Ein weiterer Kennwert ist der Crash-Kraft-Wirkungsgrad CFE , welcher das Verhältnis der mittleren Axiallast P_m zu der maximalen Axiallast P_{max} definiert, siehe Formel (4).

$$CFE = \frac{P_m}{P_{Trigger}} \cdot 100\% \quad (4)$$

4.4 Energiedissipation durch Faltung

Die Energiedissipation durch Faltung lässt sich den irreversiblen Absorbern zuordnen. Dabei wird die Aufprallenergie in Deformationsarbeit umgewandelt. Die entsprechende Deformationsarbeit ist abhängig von der Strukturgeometrie und dem Strukturmaterial. Durch diese Faktoren lässt sich je nach Anwendungsfall die benötigte Energiedissipation einstellen.

Dabei lässt sich die Deformationsarbeit durch Faltung nach MORELLO et al. [14, S. 529] wie in Formel (5) beschreiben.

$$W_{Def} = \int_0^{\delta} P(\delta) d\delta \quad (5)$$

Die Deformationsarbeit W_{Def} beschreibt das Integral der Axiallast P über der Verschiebung δ .

In Abbildung 17 wird ersichtlich, dass zu Beginn das Kraftniveau auf ein Axiallastmaximum ansteigt, was auch Triggerkraft genannt wird. Nach Erreichen der Triggerkraft kollabiert die Struktur und pendelt um ein mittleres Kraftniveau bis die Energie vollständig umgewandelt ist. Zur Abschätzung der Triggerkraft lässt sich nach KRÖGER [12, S. 67] unter der Annahme des starr/idealplastischen Materialverhaltens nach Formel (6) die Triggerkraft für Rohr-Geometrien berechnen.

$$P_{Trigger} = \sigma_F \cdot \pi \cdot D_m \cdot t \quad (6)$$

Durch Vorverformungen und Schwächungen der Struktur kann die Triggerkraft und das entsprechende Faltverhalten beeinflusst werden. Dies kann exemplarisch durch Sicken, Bohrungen, Querschnittsverjüngungen, etc. ausgeführt werden. Unterschiedliche Ausführungen werden in Abbildung 18 dargestellt.

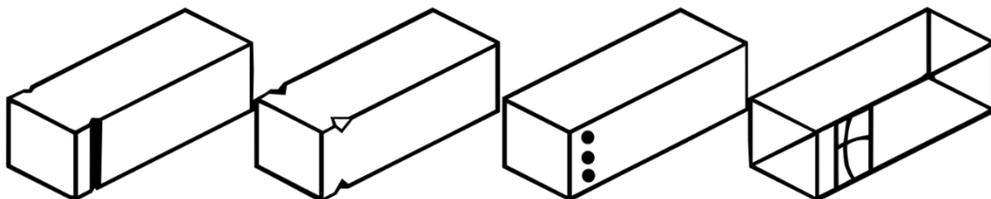


Abbildung 18 Ausführungen von vorgetriggerten Strukturen nach MORELLO et al. [14, S. 514]

Durch Herabsetzen des erhöhten Kraftniveaus wird das Risiko der Knickung bei kleineren Variationen des Aufprallwinkels reduziert und der Crash-Kraft-Wirkungsgrad positiv beeinflusst.

Abhängig von Auslegung und Aufprallenergie wird der größte Anteil der Energie nach Überschreitung der Triggerkraft dissipiert. Dabei pendelt die Axiallast um eine mittlere Axiallast, welche auch zur Auslegung von Crashabsorbern genutzt wird. Dabei wird mithilfe einer analytischen Näherung an die mittlere Axiallast unter Vernachlässigung der Triggerkraft die mögliche Energieabsorption ermittelt.

5 Temperaturbereich

Zur Einschätzung eines möglichen Temperaturbereiches, wurden in einer Vorarbeit des Autors [9, S. 23 bis 26] entsprechende Messungen an drei unterschiedlichen Fahrzeugen durchgeführt, siehe Tabelle 4.

Tabelle 4 Fahrzeuge für Temperaturmessung nach [9, S. 23]

Hersteller	Fahrzeugtyp	Motorisierung	Baujahr
Audi	A4 B8	3.0 Tdi	2010
Audi	A3 8P	2.0 Tdi	2012
Volkswagen	T5	2.0 Tdi	2010

5.1 Messungen

Für die Temperaturmessung wurde ein Laserthermometer ETEKCITY-Lasergrip 774 (Technisches Datenblatt siehe Anlage 9), welches mit dem Messbereich von -50 °C bis 380 °C und der Genauigkeit von +/- 2 % bis 100 °C ausreichend für die Festlegung eines Temperaturbereiches ist.



Abbildung 19 Messpunkte aussen nach [9, S. 24]



Abbildung 20 Messpunkte Motorraum nach [9, S. 24]

In Abbildung 19 und Abbildung 20 sind die Messpunkte am Beispiel des Fahrzeuges Audi A3 8P dargestellt. Dabei wurden folgende Messpunkte definiert:

- T1-Außentemperatur (Abbildung 19, Markierung 1)

- T2-Motorhaubentemperatur (Abbildung 19, Markierung 2)
- T3-Starttemperatur an Deformationsstruktur (Abbildung 20, Markierung 3)
- T4-Endtemperatur an Deformationsstruktur kotflügelseitig (Abbildung 20, Markierung 3)
- T5-Endtemperatur an Deformationsstruktur motorseitig (Abbildung 20, Markierung 5)

Neben den Temperaturen wurden noch weitere Einflussfaktoren dokumentiert:

- Streckeninformationen
- Fahrdauer
- zurückgelegter Weg
- Witterungsbedingungen
- Uhrzeit Fahrbeginn

um eine Einschätzung des Einflusses auf die gemessenen Temperaturen zu ermöglichen.

5.2 Auswertung der Temperaturmessung

Die Messwerte wurden für die jeweiligen Fahrzeuge individuell ausgewertet, da sich die Deformationsstrukturen abhängig vom fahrzeugspezifischen Aufbau unterschiedlich erwärmen. Der Abstand der Deformationsstruktur zu Kühlerschläuchen, Kühler und Motoraggregat sowie die Motorraumkühlung durch Fahrtwind und Lüfter beeinflussen stark die Endtemperaturen. Diese Ergebnisse der Temperaturmessung werden grafisch in Abbildung 21 dargestellt.

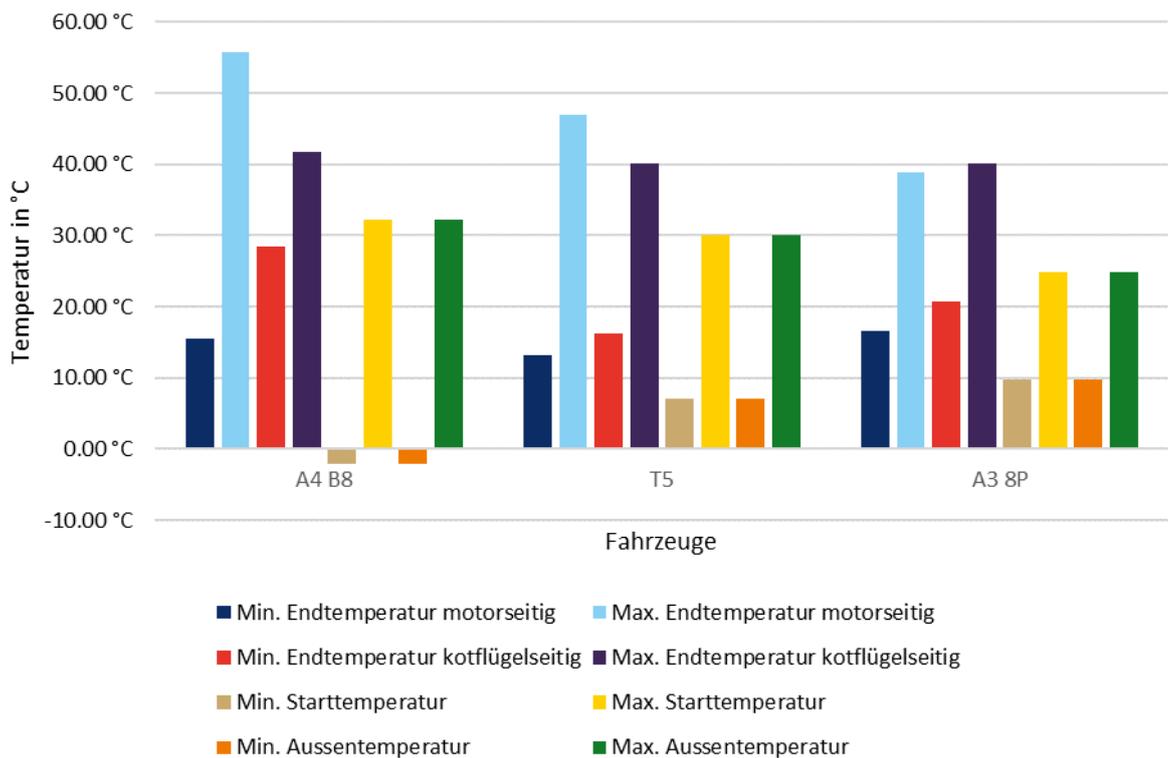


Abbildung 21 Temperaturmessung an den Fahrzeugen nach [9, S. 25]

Aus Abbildung 21 wird ersichtlich, dass die höchsten Temperaturen bei dem Fahrzeug Audi A4 B8 erreicht wurden. Bei diesem sind die Abstände zwischen der Deformationsstruktur und dem Motoraggregat im Vergleich zu den anderen beiden Fahrzeugen am geringsten. Dabei wurde eine maximale Temperatur von 55,8 °C und eine minimale Temperatur von -2,9 °C gemessen. Diese beiden Extrema wurden ebenfalls bei dem Fahrzeug Audi A4 B8 gemessen.

Neben der fahrzeugspezifischen Auswertung wurde noch eine streckenspezifische Auswertung in Abbildung 22 grafisch dargestellt.

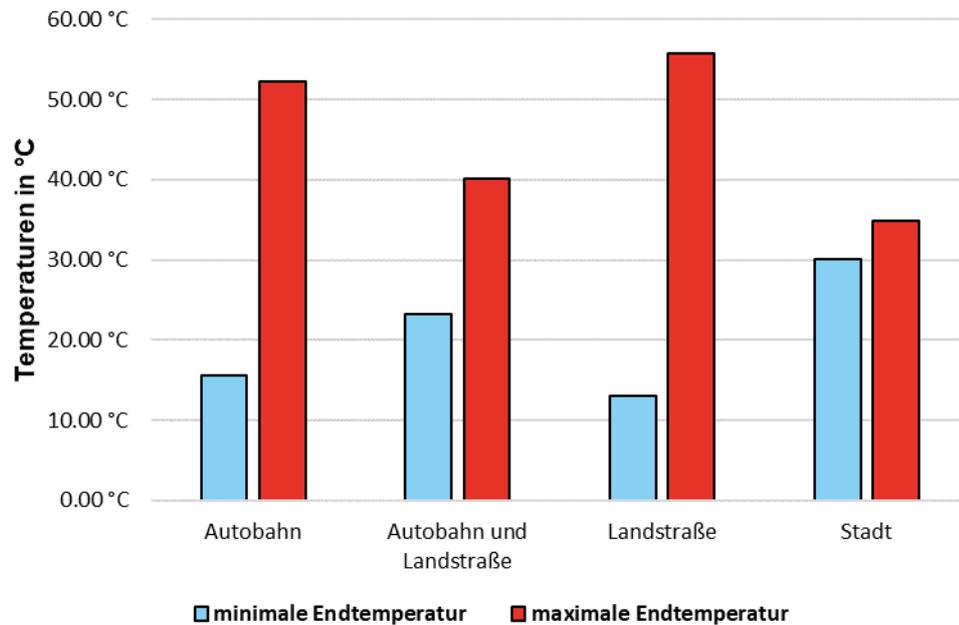


Abbildung 22 Endtemperaturen in Abhängigkeit der Fahrtstrecke [eigene Darstellung]

In Abbildung 22 wird ersichtlich, dass die höchste Endtemperatur auf der Landstraße erreicht wurde. Dabei muss jedoch erwähnt werden, dass die Aussagekraft der Messungen für die Landstraßen und Stadtfahrten aufgrund der wenigen Messwerte für die beiden Streckenkategorien gering ist.

Anhand der ermittelten Messwerte in Anlage 10 wurde ein Temperaturbereich von $-2,9\text{ °C}$ bis $55,8\text{ °C}$ gemessen. Diese 50 Messwerte können jedoch nur einen kleinen Teil des möglichen Temperaturbereichs darstellen, da sie nur eine begrenzte Auswahl an Fahrzeug- und Witterungsbedingungen abbilden.

Die minimal gemessenen Temperaturen an der Deformationsstruktur entsprechen den Starttemperaturen. Diese ist abhängig von der Außentemperatur und der Motorhauben-Temperatur. Die Motorhauben-Temperaturen sind stark abhängig von den Witterungsbedingungen und der Sonneneinstrahlung. Die Außentemperaturen können im europäischen Raum auf Werte im Bereich von -20 °C fallen, wodurch die minimale Temperatur auf -20 °C festgelegt wird. Als maximale Temperatur wird dabei die angestrebte Kühlmitteltemperatur von 80 bis 90 °C angenommen.

Daher wird der Temperaturbereich wie folgt definiert:

Temperaturbereich: -20 °C bis 90 °C .

6 Analytische Berechnungsmethoden

Zur Auslegung einer Deformationsstruktur muss die zu absorbierende Energie bekannt sein. Diese kann vereinfacht mit der Formel (7) berechnet werden.

$$E_{Kin} = \frac{1}{2} \cdot m \cdot v_A^2 \quad (7)$$

Dabei wird die zu absorbierende Energie mit der kinetischen Energie E_{Kin} gleichgesetzt. Die verwendete Masse m definiert die Fahrzeugmasse und die Geschwindigkeit v_A definiert die Aufprallgeschwindigkeit.

In Kapitel 4 Crashabsorber wurde der Aufgabenbereich der Crashabsorber dem Fußgängerschutz und Bagatell-Unfällen bzw. Selbstschutz und Kompatibilität zugeordnet. Daraus lässt sich die Einsatzgeschwindigkeit zur vollständigen Energiedissipation in einen Geschwindigkeitsbereich von >0 km/h bis zu 15 km/h einordnen.

Nachdem die maximale Aufprallgeschwindigkeit v_A mit 15 km/h festgelegt ist, muss nun noch die Masse bekannt sein. Diese ist in diesem speziellen Fall die verwendete Fallwerkmasse. Durch diese bekannten Größen lässt sich die wirkende Aufprallenergie berechnen.

Um die zu absorbierende Energie der metallischen Struktur für die Auslegung zu berechnen, verwendet die mittlere Axiallast. Die Ermittlung der mittleren Axiallast kann dabei nach verschiedenen Methoden erfolgen.

6.1 Faltungsmechanismen für ausgewählte Geometrien

Der Faltmechanismus ist stark abhängig von der Strukturgeometrie. So treten abhängig von der Geometrie verschiedene Faltmechanismen ein, die energetisch betrachtet werden. Hierbei sollen exemplarisch nur zwei verschiedene Profil-Geometrien betrachtet werden, die Rohr-Geometrie und die Rechteck-Geometrie. Diese beiden Geometrien bilden auch die am häufigsten verwendeten Profil-Geometrien für den Aufbau von Crashabsorbern ab.

Rohr-Geometrien können nach ABRAMOWICZ et al. [15, S. 269] in zwei Kollapstypen unterteilt werden, den symmetrischen Kollaps und den asymmetrischen Kollaps (Diamond-Mode). Dabei ändert sich die gesamtenergetische Betrachtung der

Faltung. Es ist jedoch zu erwähnen, dass die asymmetrische Faltung in der Regel nicht allein auftritt, sondern nur aus der Transformation einer symmetrischen Faltung entsteht. Beide Faltungsarten werden grafisch in Abbildung 23 dargestellt.

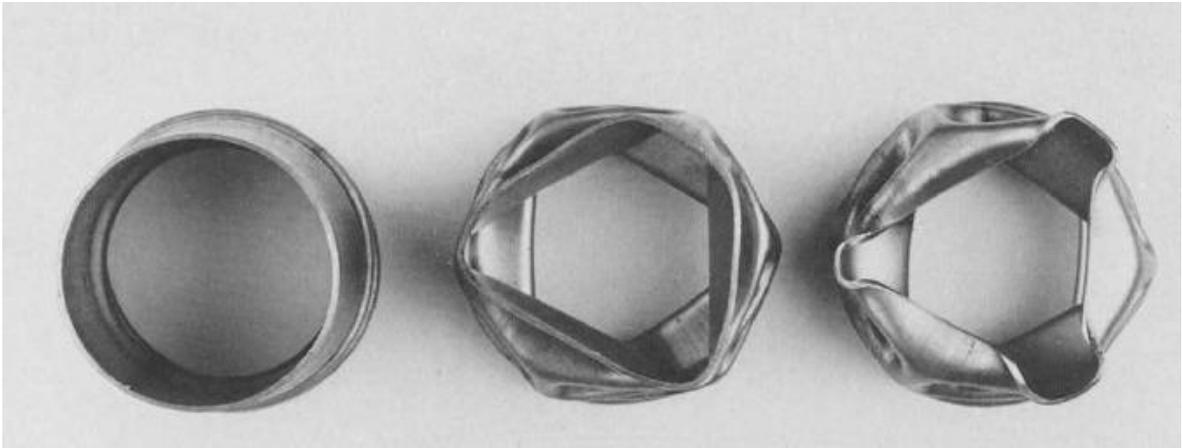


Abbildung 23 Faltrohr achssymmetrische Faltung (links) und asymmetrische Faltung (mitte und rechts) nach ABRAMOWICZ et al. [15, S. 268]

Die Faltungsmechanismen von Quadrat-Geometrien und asymmetrischer Faltung bei Rohr-Geometrien werden nach ABRAMOWICZ et al. [16, S. 191 bis 194] in vier verschiedene Faltmechanismen unterteilt, welche sich aus dem Kollaps-Typen I und II zusammensetzen, siehe Abbildung 24.

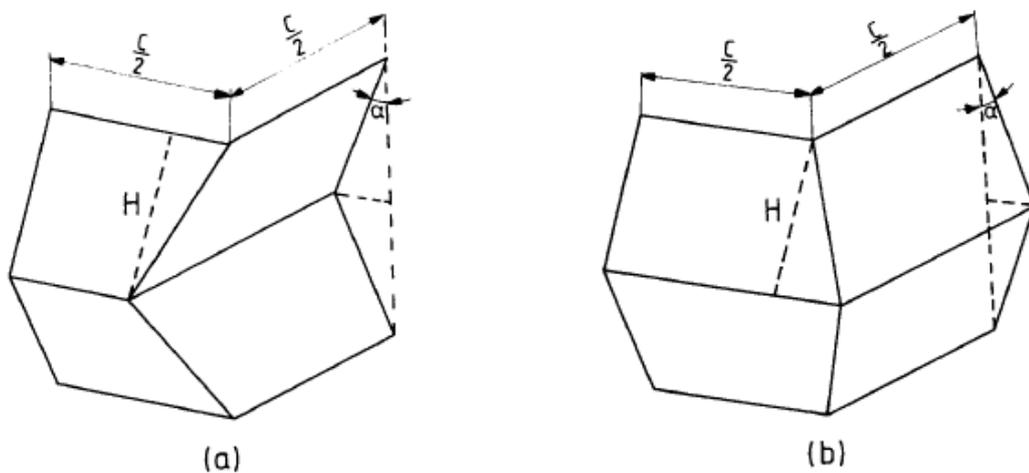


Abbildung 24 Kollaps-Typ I (a) und -Typ 2 (b) nach ABRAMOWICZ et al. [16, S. 191]

Durch unterschiedliche Zusammensetzung aus dem Kollaps-Typ I und -Typ II werden die vier Faltmechanismen symmetrische Faltung, asymmetrische Faltung A, asymmetrische Faltung B und die erweiterbare Faltung, energetisch beschrieben.

6.1.1 Erste analytische Berechnungsmethoden nach ALEXANDER

Eine der ersten Berechnungsmethoden zur Auslegung von energiedissipierenden Strukturen erfolgte schon 1959 durch ALEXANDER [17, S. 10 bis 15]. Ziel der Untersuchungen war die Auslegung von Faltröhren zum Schutz von Brennstoffkanälen etc. vor herabfallenden Teilen in Kernreaktoren.

Bei der Berechnung des Faltvorganges wurde ein symmetrischer Kollaps angenommen, wobei zur Vernachlässigung der elastischen Dehnung und der Kaltverhärtung der Werkstoff als plastisch starr angenommen wurde. In Abbildung 25 wird schematisch der Kollaps des Faltröhres für die Faltung nach außen und nach innen dargestellt.

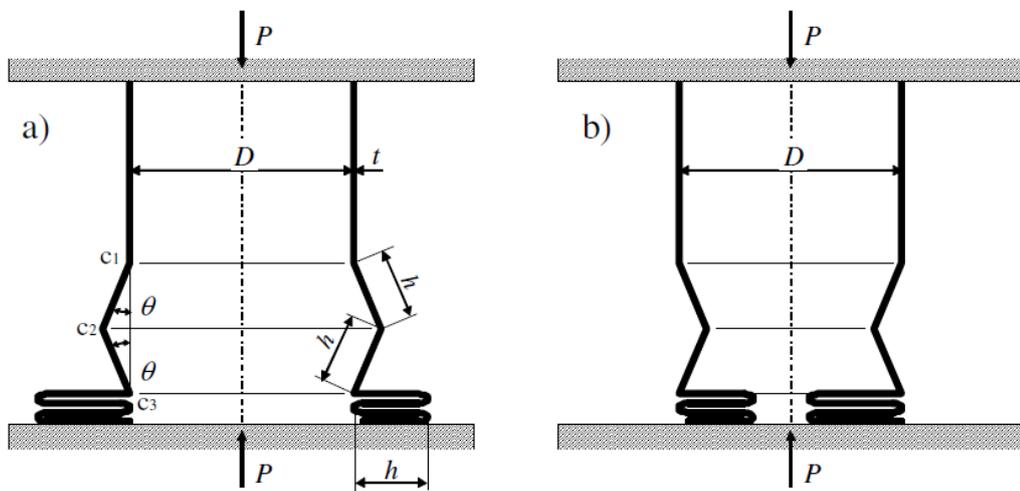


Abbildung 25 Rohrkollaps nach ALEXANDER a) Faltung nach außen b) Faltung nach innen nach MORELLO et al. [14, S. 527]

Die benötigte Faltarbeit wird aufgeteilt, zum einen in die Arbeit zur Biegung um die Fließgelenke, siehe Formel (8) [17].

$$dW_1 = \frac{2\pi}{\sqrt{3}} \sigma_y t^2 d\theta (D + h \sin \theta) \quad (8)$$

Sowie zum anderen in die Dehnung des Materials zwischen den Fließgelenken, siehe Formel (9) [17].

$$dW_2 = 2\pi \sigma_y h^2 t d\theta \cos \theta \quad (9)$$

Durch Zusammensetzen der beiden Arbeitsanteile ergibt sich somit Formel (10).

$$\begin{aligned}
 W &= \int (dW_1 + dW_2) \\
 &= \int_0^{1/2\pi} \left[\frac{2\pi}{\sqrt{3}} \sigma_y t^2 (D + h \sin \theta) + 2\pi \sigma_F h^2 t \cos \theta \right] d\theta
 \end{aligned} \tag{10}$$

Diese Arbeit soll der Gesamtenergie des Faltvorganges um $2h$ unter Vernachlässigung der Wandstärke entsprechen. Somit ergibt sich zur Berechnung der mittleren Axiallast Formel (11) [17].

$$\frac{\bar{P}}{\sigma_y} = \frac{\pi t^2}{\sqrt{3}} \left(\frac{\pi D}{2h} + 1 \right) + \pi h t \tag{11}$$

Nun gilt es noch den Abstand der Fließgelenke h zu berechnen. Von ALEXANDER [17, S. 12 bis 13] werden dabei zwei verschiedene Lösungsmethoden vorgestellt. Die erste ist dabei die Minimierung, wodurch sich Formel (12) [17] ergibt.

$$h = \sqrt{\frac{\pi}{2\sqrt{3}}} \cdot \sqrt{Dt} \tag{12}$$

Die zweite Methode erfolgt über den Ansatz nach TIMOSHENKO nach der elastischen Knickung, siehe Formel (13) [17].

$$h = \frac{\pi}{2[3(1-\nu^2)]^{1/4}} \cdot \sqrt{Dt} \tag{13}$$

Zur Vereinfachung fasste ALEXANDER den ersten Term der Gleichung zu einem Faktor k zusammen, wodurch sich der Ausdruck für beide Ansätze mit $h = k \cdot \sqrt{Dt}$ formulieren lässt.

Durch Zusammenfassen, Faktorisierung sowie Bildung des Mittelwertes für die Faltung nach außen und nach innen, gibt ALEXANDER [17, S. 13] die Formel (14) zur Berechnung der mittleren Axiallast mit dem Faktor $K = \left(\frac{\pi^2}{2\sqrt{3}k} + \pi k \right)$ an.

$$\bar{P} = K \sigma_y \cdot t^{1.5} \sqrt{D} \tag{14}$$

Diese Berechnungsmethode bezieht sich auf den rein statischen Lastfall und betrachtet auch noch keine unterschiedlichen Faltungsformen, wie die asymmetrische Faltung.

6.1.2 Berechnungsmethode nach ABRAMOWICZ und JONES und Jones für Rohr-Profile

ABRAMOWICZ et al. [15, S. 263 bis 281] modifizierten 1984 die Berechnungsmethode von ALEXANDER. Dabei ließen sie größere Biegewinkel als die vorher angenommen maximalen 180° zwischen den Fließgelenken zu und die Biegung kann nun nicht mehr nur lokal an den Fließgelenken auftreten, siehe Abbildung 26.

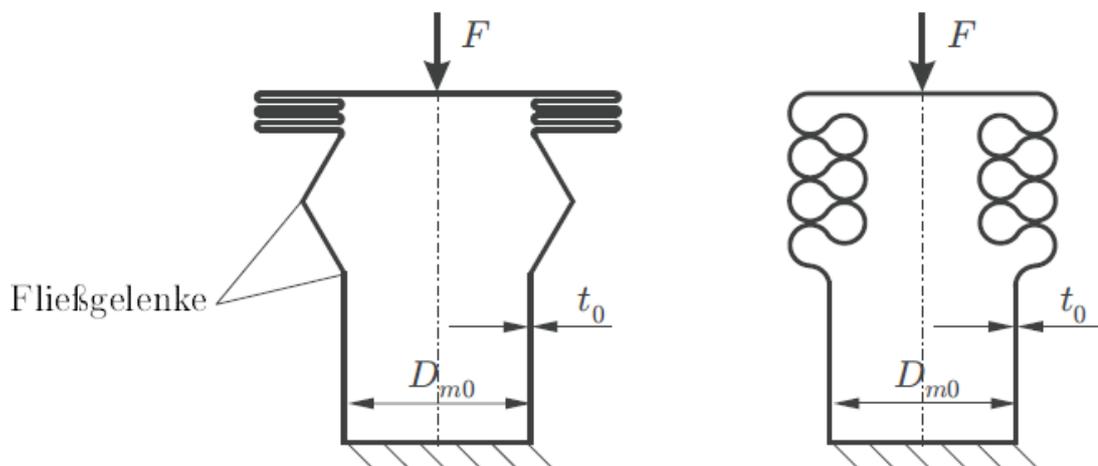


Abbildung 26 Faltung nach ALEXANDER (links) und ABRAMOWICZ (rechts) KRÖGER [12, S. 65]

Dadurch ändert sich der zweite Arbeitsanteil zu Formel (15) [15]

$$dW_2 = 4\pi\sigma_y t \cos\theta \, d\theta \left(\frac{h^2}{2} + \frac{h^3 \cos\theta}{3R} \right) \quad (15)$$

wodurch sich die Gesamtenergie W zu Formel (16) [15] ändert.

$$W = \int (dW_1 + dW_2) \quad (16)$$

$$= \int_0^{1/2\pi} \left[\frac{2\pi}{\sqrt{3}} \sigma_y t^2 (D + h \sin\theta) + 4\pi\sigma_F t \cos\theta \left(\frac{h^2}{2} + \frac{h^3 \sin\theta}{3R} \right) \right] d\theta$$

Durch diese Grundlage und den Ergebnissen aus den Versuchen wurden Formel (17) für statische symmetrische Faltung und Formel (18) für statisch asymmetrische Faltung entwickelt.

$$\bar{P}_{stat} = \frac{\sigma_y t^2}{2\sqrt{3}} \cdot \frac{20,79 \left(\frac{D}{t}\right)^{1/2} + 11,90}{0,86 - 0,568 \left(\frac{t}{D}\right)^{1/2}} \quad (17)$$

$$\bar{P}_{stat} = \frac{\sigma_y t^2}{2\sqrt{3}} \cdot 86,14 \left(\frac{D}{t}\right)^{1/3} \quad (18)$$

Diese Formeln wurden 1986 von ABRAMOWICZ et al. [18, S. 243 bis 270] überarbeitet. Dabei wurden die experimentell ermittelten Kennwerte überarbeitet und für die asymmetrische Faltung mithilfe dem Kollaps-Typ I und Typ II (siehe Abbildung 24) angepasst. Durch diese Anpassungen ändert sich die Formel (17) für symmetrische Faltung zu Formel (19).

$$\bar{P}_{stat} = \frac{\sigma_y t^2}{4} \cdot \frac{25,23 \left(\frac{D}{t}\right)^{1/2} + 15,09}{0,86 - 0,568 \left(\frac{t}{D}\right)^{1/2}} \quad (19)$$

Bei asymmetrischen Faltungen wird in dem überarbeiteten Ansatz zur analytischen Berechnung in zwei verschiedene Faltungsformen unterschieden. Der zweieckigen Faltung Formel (20)

$$\bar{P}_{stat} = \frac{\sigma_y t^2}{4} \cdot \left(A_{1N} \left(\frac{D}{t}\right)^{1/2} + A_{2N} \right) \quad (20)$$

und der dreieckigen Faltung Formel (21).

$$\bar{P}_{stat} = \frac{\sigma_y t^2}{4} \cdot \left(A_{3N} \left(\frac{D}{t}\right)^{1/2} + A_{4N} \right) \quad (21)$$

Dabei werden die experimentell ermittelten Koeffizienten A_{1N} , A_{2N} , A_{3N} und A_{4N} eingeführt. Diese Koeffizienten sind abhängig von der Anzahl der asymmetrischen Faltungen N , welche in Tabelle 5 aufgeführt werden.

Tabelle 5 Koeffizienten für asymmetrische Faltung nach ABRAMOWICZ et al. [18, S. 254 bis 255]

N	2	3	4	5	6
A_{1N}	22,64	21,07	20,61	20,40	20,30
A_{2N}	4π	32,66	60,70	96,72	140,74
A_{3N}	31,01	28,86	28,23	27,95	27,81
A_{4N}	17,22	44,74	83,15	132,49	192,80
A_{5N}	0,171	0,716	1,814	3,648	6,404

Ein Vergleich der analytischen Berechnungsmethoden für die symmetrischen Faltungen durch die Formel (19), Formel (17) und Formel (14) zeigt in Abbildung 27, dass mithilfe der Formel (19) die Axiallast am höchsten ausfällt. Dabei wurden alle Formeln materialunabhängig mit einem konstanten Innendurchmesser ($D = 30 \text{ mm}$) angenommen und die Formel in Abhängigkeit zur Wandstärke beschrieben, siehe Abbildung 27.

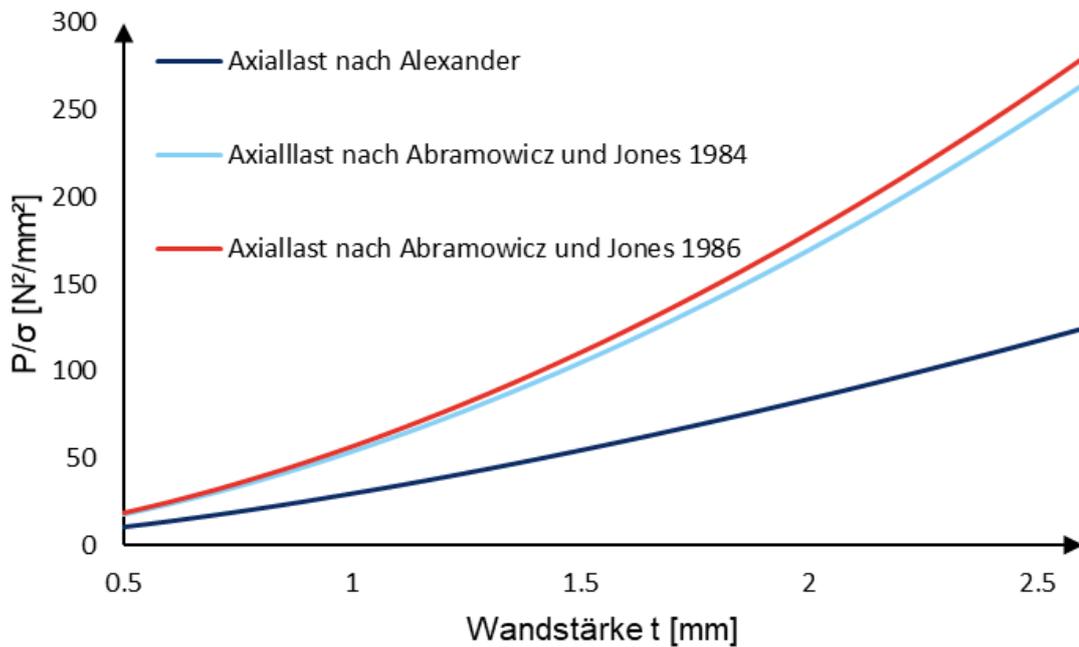


Abbildung 27 Vergleich der berechneten Axiallast nach ALEXANDER und ABRAMOWICZ und JONES (Materialunabhängig) für symmetrische Faltungen, Durchmesser 30 mm [eigene Darstellung]

Zur Erweiterung der Formel (19), (20) und (21) für die Berechnung für dynamisch belastete Strukturen unter Axiallast wird der Zusammenhang zwischen der statischen Spannung und der dynamischen Spannung mithilfe der Formel (22) beschrieben. Dies ist eine umformulierte Form der Cowper-Symonds-Gleichung nach AMBROSIO [19, S. 42].

$$\frac{\sigma_y^d}{\sigma_y} = 1 + \left(\frac{\dot{\epsilon}}{D_{CS}} \right)^{1/p} \quad (22)$$

Das Verhältnis Formel (22) wird gleich dem Verhältnis der dynamischen Axiallast zu der statischen Axiallast gesetzt.

$$\frac{\bar{P}_{dyn}}{\bar{P}_{stat}} = \frac{\sigma_y^d}{\sigma_y} = 1 + \left(\frac{\dot{\epsilon}}{C_{CS}} \right)^{\frac{1}{p}} \quad (23)$$

$$\bar{P}_{dyn} = \bar{P}_{stat} \cdot \left(1 + \left(\frac{\dot{\epsilon}}{C_{CS}} \right)^{\frac{1}{p}} \right)$$

Durch Umstellen nach der \bar{P}_{dyn} des Verhältnisses aus Formel (23) erhält man die Grundgleichung für die analytische Berechnung für dynamische Axiallasten nach ABRAMOWICZ et al. [18, S. 255]. Die Hauptdehngeschwindigkeit $\dot{\varepsilon}$ wird dabei mit Formel (24) für symmetrische Faltungen

$$\dot{\varepsilon} = \frac{0,25 \cdot v}{D/2 \cdot \left(0,86 - 0,568 \cdot \left(\frac{t}{D}\right)^{1/2}\right)} \quad (24)$$

und Formel (25) [18] für asymmetrische Faltungen beschrieben.

$$\dot{\varepsilon} = \frac{A_{5N} \cdot v \cdot \left(\frac{t}{D}\right)^{1/2}}{D/2} \quad (25)$$

Dabei wird bei der Hauptdehngeschwindigkeit der Koeffizient A_{5N} abhängig von der Anzahl der Faltungen beschrieben. Die entsprechenden Werte sind Tabelle 5 aufgeführt.

Durch Einsetzen der Formel (24) und (19) in die Formel (23) ergibt sich somit die Formel (26) für die mittlere dynamische Axiallast für symmetrische Faltung.

$$\bar{P}_{dyn} = \frac{\sigma_y t^2}{4} \cdot \frac{25,23 \left(\frac{D}{t}\right)^{1/2} + 15,09}{0,86 - 0,568 \left(\frac{t}{D}\right)^{1/2}} \cdot \left[1 + \left(\frac{0,25 \cdot v}{D_{CS} \cdot D/2 \cdot \left(\frac{t}{D}\right)^{1/2}} \right)^{1/p} \right] \quad (26)$$

Analog dazu wird dies für die mittlere dynamische Axiallast für asymmetrische Faltung realisiert, womit sich Formel (27)

$$\bar{P}_{dyn} = \frac{\sigma_y t^2}{4} \cdot \left(A_{3N} \left(\frac{D}{t}\right)^{1/2} + A_{4N} \right) \cdot \left[1 + \left(\frac{A_{5N} \cdot v \cdot \left(\frac{t}{D}\right)^{1/2}}{D_{CS} \cdot D/2} \right)^{1/p} \right] \quad (27)$$

ergibt.

6.1.3 Berechnungsmethode nach ABRAMOWICZ und JONES für Quadrat-Profile

Analog zu den Berechnungsmethoden für Rohr-Geometrien wurde von ABRAMOWICZ et al. [16, S. 179 bis 208] eine analytische Lösungsmethode für die Rechteck-Geometrien durch Versuche ermittelt. Dabei wird die Energiedissipation mithilfe der Kollaps-Typen, siehe Abbildung 24 beschrieben, dabei setzt sich die Gesamtenergie der asymmetrischen Faltungen aus den zwei Kollaps-Typen mit unterschiedlichen Anteilen zusammen. Der Kollaps-Typ I wird mit Formel (28)

$$E_{Typ I} = \frac{\sigma_y t^2}{4} \left(16hI_1 \frac{b}{t} + 2\pi c + \frac{4h^2 I_3}{b} \right) \quad (28)$$

und den Kollaps-Typ II mit Formel (29) [16] beschrieben.

$$E_{Typ II} = \frac{\sigma_y t^2}{4} \left(\frac{8h^2}{t} + 2\pi c + 4h \right) \quad (29)$$

Dabei beschreibt b den Radius der Ecken und c die Kantenlänge des Profils. Die Integrale $I_1 = 0,555$ und $I_3 = 1,148$ werden der Arbeit von ABRAMOWICZ et al. [16, S. 192] entnommen.

So setzen sich die unterschiedlichen mittleren Axiallasten wie, in Tabelle 6 dargestellt.

Tabelle 6 Energiebilanzen für Quadratrohr Faltungen nach ABRAMOWICZ et al. [16, S. 192 bis 194]

Symmetrischer Fall	$\bar{P} \cdot 2h = 4E_{Typ I}$	Formel (30)
Asymmetrisch Fall A	$\bar{P} \cdot 4h = 6E_{Typ I} + 2E_{Typ II}$	Formel (31)
Asymmetrisch Fall B	$\bar{P} \cdot 4h = 7E_{Typ I} + E_{Typ II}$	Formel (32)
Erweiterbare Fall	$\bar{P} \cdot 2h = 4E_{Typ II}$	Formel (33)

Durch die experimentellen Versuche wurden diese Gleichungen für den statischen Lastfall für die symmetrische Faltung Formel (34),

$$\bar{P}_{stat} = \frac{\sigma_y t^2}{4} \cdot 52,22 \cdot \left(\frac{c}{t}\right)^{1/3} \quad (34)$$

für die asymmetrische Faltung Fall A Formel (35)

$$\bar{P}_{stat} = \frac{\sigma_y t^2}{4} \cdot \left\{ 43,61 \cdot \left(\frac{c}{t}\right)^{1/3} + 3,79 \cdot \left(\frac{c}{t}\right)^{2/3} + 2,6 \right\} \quad (35)$$

und für die asymmetrische Faltung Fall B Formel (36)

$$\bar{P}_{stat} = \frac{\sigma_y t^2}{4} \cdot \left\{ 46,16 \cdot \left(\frac{c}{t}\right)^{1/3} + 2,14 \cdot \left(\frac{c}{t}\right)^{2/3} + 1,3 \right\} \quad (36)$$

sowie für die erweiterbare Faltung Formel (37)

$$\bar{P}_{stat} = \frac{\sigma_y t^2}{4} \cdot \left\{ 36,83 \cdot \sqrt{\pi} \left(\frac{c}{t}\right)^{1/2} + 10,39 \right\} \quad (37)$$

angepasst.

Analog zu der Berechnungsmethode für dynamisch beanspruchte Rohr-Profile in Kapitel 6.1.2 mit der Verhältnisgleichung Formel (23) kann diese auch für dynamisch beanspruchte Quadrat-Profile verwendet werden. Dadurch lassen sich die Gleichungen für die symmetrische Faltung mit Formel (38)

$$\bar{P}_{dyn} = \frac{\sigma_y t^2}{4} \cdot 55,22 \cdot \left\{ 1 + \left(\frac{0,33v}{c \cdot D_{CS}}\right)^{1/p} \right\} \cdot \left(\frac{c}{t}\right)^{1/3}, \quad (38)$$

für die asymmetrische Faltung A mit Formel (39)

$$\bar{P}_{dyn} = \frac{\sigma_y t^2}{4} \cdot \left\{ 1 + \left(\frac{0,49v}{c \cdot D_{CS}}\right)^{1/p} \right\} \cdot \left\{ 43,61 \cdot \left(\frac{c}{t}\right)^{1/3} + 3,79 \cdot \left(\frac{c}{t}\right)^{2/3} + 2,6 \right\} \quad (39)$$

und für die asymmetrische Faltung B mit Formel (40)

$$\bar{P}_{dyn} = \frac{\sigma_y t^2}{4} \cdot \left\{ 1 + \left(\frac{0,41v}{c \cdot D_{CS}} \right)^{\frac{1}{p}} \right\} \cdot \left\{ 46,16 \cdot \left(\frac{c}{t} \right)^{1/3} + 2,14 \cdot \left(\frac{c}{t} \right)^{2/3} + 1,3 \right\}. \quad (40)$$

formulieren.

6.2 Analytische Auslegung der Crashabsorber

Die analytische Berechnung soll zu Beginn als Grundlage für die minimalen Abmessungen dienen und Startwerte für die Auslegung mithilfe der FEM-Simulation (mit LS-Dyna siehe Kapitel 7) liefern. Aufgrund der einfachen Beschaffbarkeit wird auf eine Rohr-Geometrie gesetzt. Diese kann mithilfe von Formel (26) berechnet werden.

Dazu müssen zu Beginn die vorhandenen kinetischen Energien bekannt sein. Bei den Versuchen kommt das Fallwerk der TU Freiberg zum Einsatz. Die Daten zum Fallwerk sind in Tabelle 7 Fallwerk-Daten kurz aufgeführt.

Tabelle 7 Fallwerk-Daten [eigene Darstellung]

Fallwerkhöhe	Fallwerkmasse	Max. Probengröße
Bis 10 m	10 kg bis 300 kg	0,1 m x 0,1 m x 0,2 m

Die Festlegung der Fallwerkhöhe erfolgt mit der festgelegten Aufprallgeschwindigkeit v_a von $15 \text{ km/h} = 4,2 \text{ m/s}$. Diese wird durch die Formel (41) berechnet.

$$h_F = \frac{v_a^2}{2 \cdot g} \quad (41)$$

$$h_F = \frac{(4,2 \text{ m/s})^2}{2 \cdot 9,81 \text{ m/s}^2} = 0,899 \text{ m} \approx 0,9 \text{ m}$$

Nachdem die Fallwerkshöhe h_F auf $0,9 \text{ m}$ festgelegt wurde, wird die verwendete Fallwerksmasse auf 180 kg festgelegt. Dadurch kann die potentielle Energie E_{pot} mithilfe von Formel (42) berechnet werden.

$$E_{pot} = m_F \cdot g \cdot h_F \quad (42)$$

$$E_{pot} = 180 \text{ kg} \cdot 9,81 \frac{\text{m}}{\text{s}^2} \cdot 0,9\text{m} = 1589,22 \text{ J}$$

Die absorbierte Energie der Geometrie wird dann mithilfe der Deformationsarbeit W_V Formel (43) angenommen.

$$W_V = \bar{P} \cdot h_v \quad (43)$$

Dies wird durch die mittlere Axiallast \bar{P} und die Deformationshöhe h_v definiert. Die Struktur sollte eine Höhe von 0,15 m haben und dabei etwa 0,07 m deformiert werden. Durch Gleichsetzung der Deformationsarbeit W_V und der potentiellen Energie E_{pot} , ergibt sich Formel (44).

$$E_{pot} = W_V \quad (44)$$

$$m_F \cdot g \cdot h_F = \bar{P} \cdot h_v$$

Es ist noch die mittlere Axiallast unbekannt. Diese kann sich nun mithilfe der Formel (26) für Rohr-Geometrien mit symmetrischem Versagensverhalten berechnet werden. Durch Einsetzen der Formel (26) in Formel (43) ergibt sich der Ausdruck (45).

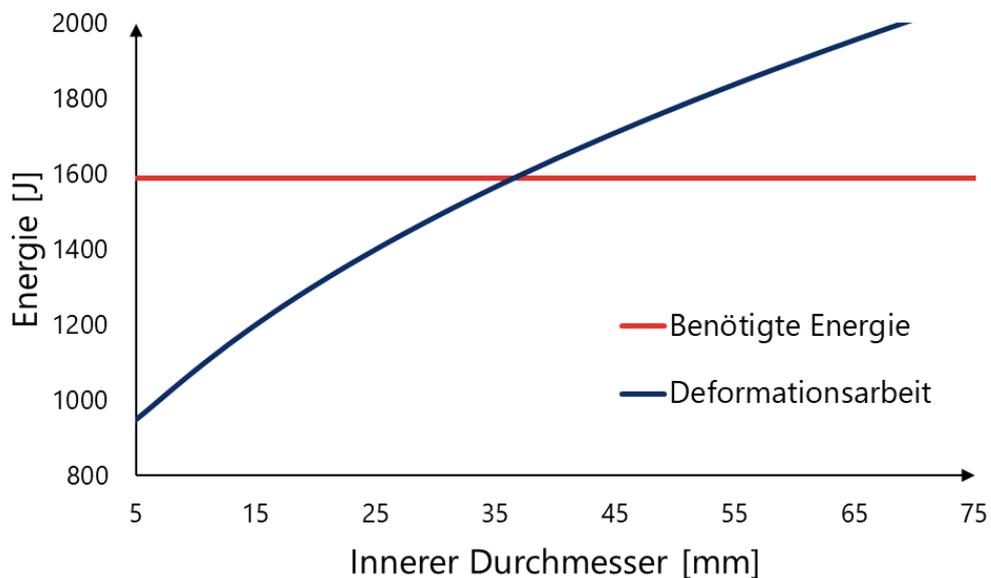
$$W_V = \frac{\sigma_F t^2}{4} \cdot \frac{25,23 \left(\frac{D}{t}\right)^{1/2} + 15,09}{0,86 - 0,568 \left(\frac{t}{D}\right)^{1/2}} \cdot \left[1 + \left(\frac{0,25 \cdot v}{D_{CS} \cdot D/2 \cdot \left(\frac{t}{D}\right)^{1/2}} \right)^{1/p} \right] \cdot h_v \quad (45)$$

Bei der Auslegung mithilfe der Formel (45) wird zur Vereinfachung anstelle der Vergleichsspannung σ_y die Fließspannung σ_F verwendet. Durch die Festlegung der Wandstärke $t = 1 \text{ mm}$ kann der minimal benötigte Innendurchmesser D bestimmt werden.

Tabelle 8 Parameter für die Analytische Berechnung [eigene Darstellung]

Parameter	Formelzeichen	Wert	Quelle
Fließgrenze	σ_F	230 MPa	[20]
Wandstärke	t	1 mm	-
Aufprallgeschwindigkeit	v	4,2 m/s	-
Deformationshöhe	h_v	70 mm	-
C-S-Konstante	C_{CS}	943,6 s ⁻¹	JIA et al. [21]
C-S-Exponent	p	4.626	JIA et al. [21]

In Tabelle 8 wurden alle benötigten Parameter für die Berechnung zusammengefasst. Dabei sind die Parameter h_v und t selbst festgelegte Werte. Dadurch lässt sich die Formel (50) in Abhängigkeit von dem Innendurchmesser D beschreiben $W_v(D) = \bar{P}(D) \cdot h_v$. Dieser Verlauf wird in Abbildung 28 grafisch dargestellt.

**Abbildung 28 Deformationsarbeit in Abhängigkeit des Durchmessers [eigene Darstellung]**

Durch numerische Berechnung wurde dann der minimal benötigte Innendurchmesser mit $D = 36,47 \text{ mm}$ ermittelt. Dabei wurde eine Deformationsarbeit $W_v = 1598,2199 \text{ J}$ mit einer mittleren Axiallast $\bar{P} = 22,7 \text{ kN}$ erreicht. Die Deformationsarbeit entspricht somit der potentiellen Energie $E_{pot} = 1598,22 \text{ J}$. Da die reale

Deformationsstrukturhöhe h_s größer als die Deformationshöhe h_v ist, ist aber eine ausreichende Sicherheit gewährleistet. Somit lässt sich mithilfe der analytischen Berechnung eine Rohrgeometrie mit einem Außendurchmesser von $D_a = 38,47 \text{ mm}$ definieren. Da ein Rohr mit diesen Dimensionen jedoch nicht erhältlich ist, wird der Außendurchmesser $D_a = 40 \text{ mm}$ mit einer Wandstärke $t = 1 \text{ mm}$ gewählt. Diese Werte werden in der Nachrechnung überprüft. Dabei reduzierte sich die benötigte Länge $h_v = 69,01 \text{ mm}$ und die mittlere Axiallast erhöhte sich auf $\bar{P} = 23 \text{ kN}$.

Somit ergeben sich mithilfe der analytischen Berechnung die in Tabelle 9 zusammengefassten Kennwerte, welche für die weitere Simulation in Kapitel 7.2 benötigt werden.

Tabelle 9 Kennwerte der Probe aus der Analytischen Berechnung [eigene Darstellung]

Durchmesser	Wandstärke	Länge	benötigte Länge	Material
40 mm	1 mm	150 mm	69 mm	1.4301

7 FEM-Simulation

Die Finite-Element-Methode gehört zu den »Computer-Aided-Engineering« (CAE), auch als rechnergestützte Entwicklungen bezeichnet. Durch die rechnergestützte Produktentwicklung können die Validierung, Optimierung, Entwicklungskosten und Prozesskosten optimiert werden.

Mithilfe der Finiten-Element-Methode werden reale Probleme mithilfe physikalischer Beschreibungen und deren Umwandlung in mathematische Modelle numerisch näherungsweise untersucht. Dabei wird ein Berechnungsgebiet (z.B.: Festkörper, Fluid, etc.) in endliche (finite) Teile zerlegt. Diese finiten Elemente besitzen eine entsprechende Form (z. Bsp.: Quader oder Tetraeder), deren physikalisches Verhalten mithilfe von Ansatzfunktionen beschrieben wird. Dadurch kann das Verhalten des Gesamtkörpers unter unterschiedlichen Einflüssen (mechanische, thermische Belastung, akustische oder auch Strömungsvorgänge) simuliert werden.

Für die FEM-Simulationen wurde das Programm LS-DYNA mit der LS-PrePost-Version 4.9 und dem Solver SMP S R13.1.1 verwendet.

7.1 Materialmodell

Um ein passendes Materialmodell für die Berechnung zu ermitteln, werden drei verschiedene Modelle miteinander verglichen und entsprechend ihrer Eignung bewertet.

7.1.1 Linear-Plastizität-Modell

Das Materialmodell »piecewise linear plasticity« (MAT 024) kann mithilfe von nur drei Parametern die Spannungs-Dehnungskurve abbilden. Dafür benötigt wird das E-Modul E , Fließspannung und das Tangenten-Modul E_t . Eine weitere Methode verwendet statt der Fließspannung und des Tangenten-Moduls vereinzelte Werte, welche durch Versuche ermittelt wurden und mithilfe der »load curve« (LCCC) wird die Spannungs-Dehnungskurve logarithmisch interpoliert. In Abbildung 29 wird schematisch ein Spannungs-Dehnungs-Diagramm ohne LCCC dargestellt. Dabei wird die Fließkurve ausschließlich mithilfe des E-Moduls und des Tangenten-Moduls realisiert.

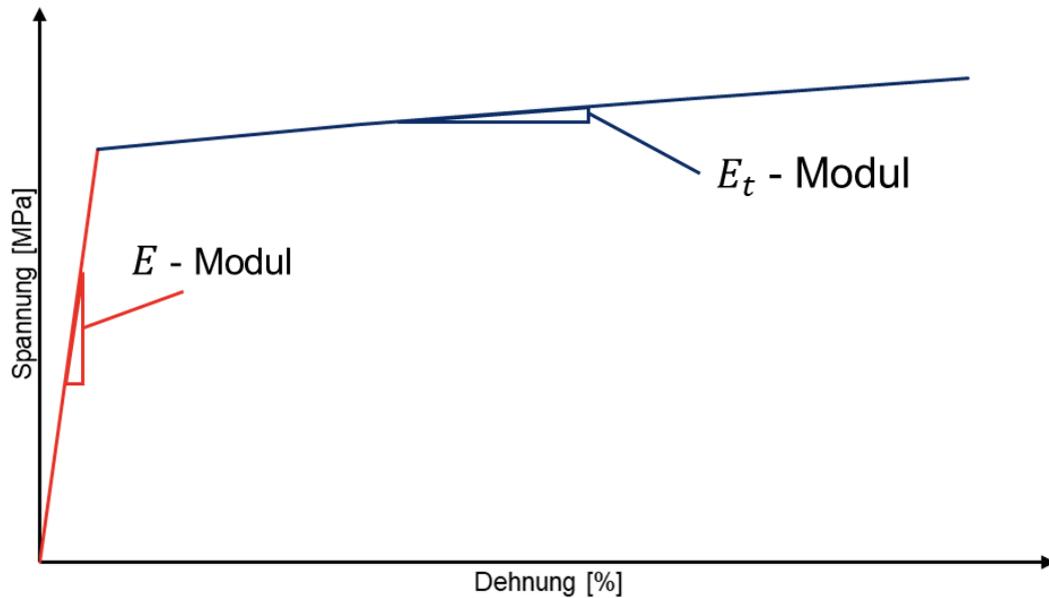


Abbildung 29 Spannungs-Dehnungs-Diagramm mit MAT 024 ohne LCCC [eigene Darstellung]

Zur Berücksichtigung der Dehnraten-Abhängigkeit des Materialmodells gibt es verschiedene Möglichkeiten. Eine davon ist die Verwendung des Cowper-Symonds-Modell, wodurch sich Formel (46) ergibt. [22, S. 308 bis 314]

$$\sigma_y(\varepsilon_{eff}^p, \dot{\varepsilon}_{eff}^p) = \sigma_y^s(\varepsilon_{eff}^p) + \sigma_F \cdot \left(\frac{\dot{\varepsilon}_{eff}^p}{C_{CS}} \right)^{1/p} \quad (46)$$

Mithilfe der Formel (46) kann der Zusammenhang der Spannungs-Dehnungskurve in Abhängigkeit der Dehnrates abgebildet werden. Das Versagensverhalten kann bei dem Materialmodell MAT 024 mithilfe der plastischen Dehnung oder einer Mindest-Zeit-Schrittgröße definiert werden.

7.1.2 Zerilli-Armstrong-Modell

Das Materialmodell Modified-Zerilli-Armstrong (MAT 065) ist ein geschwindigkeits- und temperaturabhängiges Materialmodell. Dieses Materialmodell wird bevorzugt für die Simulation wehrtechnischer Anlagen genutzt. [22, S. 526] Das Zerilli-Armstrong-Modell wird in Formel (47) Li et al. [23, S. 7]

$$\sigma(\varepsilon, \dot{\varepsilon}, T) = (C_1 + C_2 \varepsilon^{n_{ZA}})^{-(C_3 + C_4 \varepsilon) T^* + (C_5 + C_6 T^*) \ln \dot{\varepsilon}^*} \quad (47)$$

abgebildet. Bei diesem Modell wird die homologe Temperatur T^* mit der Differenz $T^* = T - T_{ref}$ definiert und die schadenäquivalente plastische Dehnung $\dot{\varepsilon}^*$ mit dem Verhältnis $\dot{\varepsilon}^* = \frac{\dot{\varepsilon}}{\dot{\varepsilon}_{ref}}$ beschrieben. Der Wert C_1 beschreibt die Vergleichsfließspannung die Parameter C_{2-6} und n sind Materialkonstanten. In LS-Dyna wird das Materialmodell abgewandelt von der Formel (47) verwendet. Es folgt noch eine Unterscheidung zwischen FCC (flächenzentriert kubische Anordnung) und BCC (körperzentriert kubische Anordnung) der Atome des Metalls. [22, S. 527 bis 528]

7.1.3 Johnson-Cook-Modell

Ein weiteres Materialmodell ist das Modified-Johnson-Cook-Modell (MAT 107). Es ist ebenso wie das Zerilli-Armstrong-Modell ein geschwindigkeits- und temperaturabhängiges Materialmodell. Dieses Modell basiert auf den Grundlagen des von JOHNSON et al. [24, S. 543] eingeführten Materialmodells, siehe Formel (48)

$$\sigma(\varepsilon, \dot{\varepsilon}, T) = (A + B\varepsilon^n)(1 + C \ln \dot{\varepsilon}^*)(1 - T^{*m}) \quad (48)$$

Dabei wird die homologe Temperatur T^* mit dem Temperaturverhältnis $T^* = \frac{T - T_r}{T_m - T_r}$ beschrieben. Bei T handelt es sich um die vorhandene Temperatur am Material, bei T_r um die Referenztemperatur und T_m ist die Schmelztemperatur des Werkstoffes. Die schadenäquivalente plastische Dehnung $\dot{\varepsilon}^*$ wird analog zu der Definition nach Zerilli-Armstrong-Modell (siehe Kapitel 7.1.1) verwendet. Die Materialkonstante A definiert die Fließspannung, B ist das Kaltverfestigungsmodul, C das Verfestigungsmodul und die Exponenten n und m sind der Kaltverfestigungsexponent und der thermische Erweichungsexponent. Um ein entsprechendes Versagensverhalten zu simulieren, besitzt MAT 107 zwei verschiedene Varianten. Zum einen die Johnson-Cook-Bruchkriterium und zum anderen das Cockcroft-Latham-Bruchkriterium.

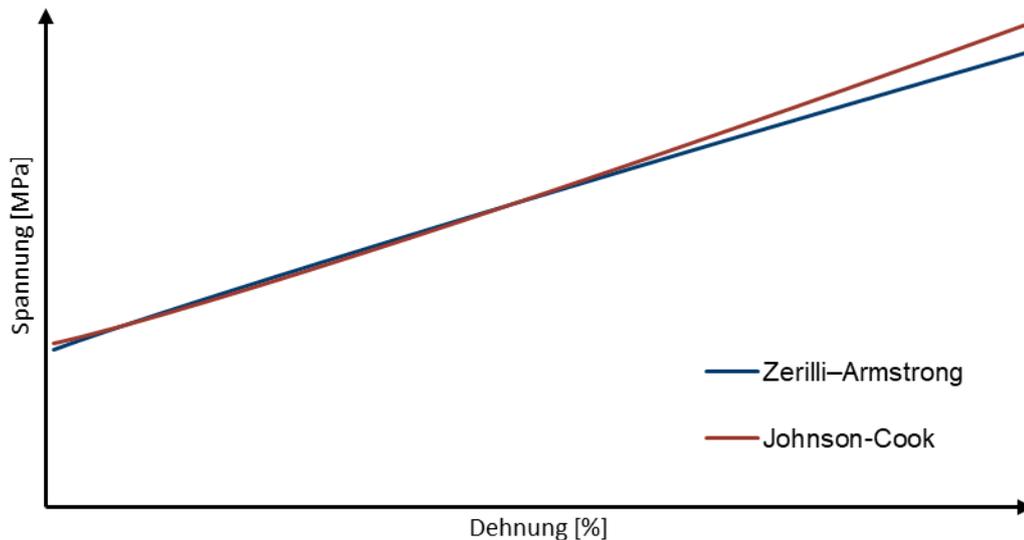
Das Johnson-Cook-Bruchkriterium wird über die äquivalente Bruchdehnung definiert, welche durch feste Materialparameter beschrieben wird. Das Cockcroft-Latham-Kriterium wird mithilfe des Integrals der Spannung-Dehnung definiert. [22, S. 765]

7.1.4 Bewertung der Materialmodelle

Für die Simulation wird ein Materialmodell benötigt, das den Zusammenhang der Spannungs-Dehnungs-Kurve in Abhängigkeit von der Dehnrates und Temperatur wiedergibt.

Das Materialmodell MAT 024 ermöglicht nur die Wiedergabe einer Spannungs-Dehnungs-Kurve in Abhängigkeit von der Dehnrates mittels der Cowper-Symonds-Gleichung (46). Berücksichtigt jedoch keinen Einfluss der Temperatur auf den Verlauf.

Sowohl das Materialmodell von Zerilli-Armstrong als auch das von Johnson-Cook stellen den Spannungs-Dehnungs-Verlauf in Abhängigkeit von Dehnrates und Temperatur dar. In Abbildung 30 wird beispielhaft der Verlauf beider Gleichungen bei gleicher Temperatur und Dehnrates dargestellt.



**Abbildung 30 Spannungs-Dehnungs-Verlauf von Johnson-Cook und Zerilli-Armstrong
[eigene Darstellung]**

In Abbildung 30 ist ersichtlich, dass beim Vergleich der beiden Materialmodelle eine zunehmende Differenz der Spannungswerte bei großen Dehnungen auftritt. Für diese Darstellung wurde der Werkstoff SnSbCu mit den Werten von LI et al. [23, S. 6 bis 10] verwendet. Außerdem wird beschrieben, dass das Zerilli-Armstrong-Materialmodell eine steigende Abweichung bei steigender Dehnung verursacht. [23, S. 17] Da bei der Simulation große Dehnungen bei der Faltung der Struktur auftreten, wurde das Johnson-Cook-Modell angewandt.

Das Johnson-Cook-Modell ermöglicht die Darstellung der Abhängigkeit des Spannungs-Dehnungs-Verlaufs von der Dehnrates und der Temperatur. Diese Abhängigkeit wird in Gleichung (48) mithilfe des Dehnrates-Anteils $(1 + C \ln \dot{\epsilon}^*)$ und des Temperatur-Anteils $(1 + T^{*m})$ realisiert. Dieser Effekt auf die Materialkurve ist in Abbildung 31 grafisch dargestellt.

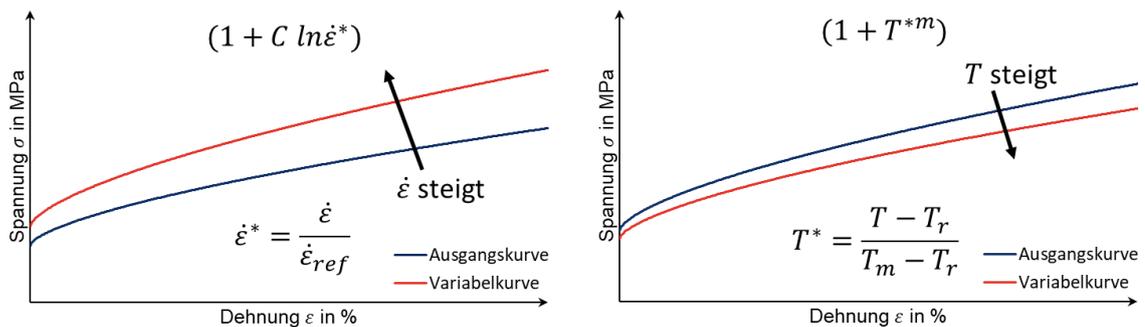


Abbildung 31 Einfluss von Dehnrates und Temperatur [9, S. 27]

Neben der Beschreibung des Spannungs-Dehnungs-Verlaufs benötigt das entsprechende Materialmodell noch Versagenskriterien. LS-Dyna gibt für das MAT 107 zwei verschiedene Möglichkeiten an. Zum einen das Johnson-Cook-Kriterium und zum anderen das Cockcroft-Latham-Kriterium. Das Johnson-Cook-Kriterium benötigt drei Parameter, die mittels eines Schichtstauchversuchs ermittelt werden können (vgl. THOMAS et al. [25, S. 4 bis 8]). Dieses Modell wird bevorzugt zur Validierung von Trennverfahren verwendet. Die zweite Variante ist das Cockcroft-Latham-Kriterium. Dafür werden zwei Parameter benötigt, die anhand eines experimentellen Spannungs-Dehnungs-Verlaufs ermittelt werden können. Die kritische Spannung σ_{max} und die äquivalente Dehnung ϵ_{max} . Dadurch lässt sich das Cockcroft-Latham-Kriterium W_C ermitteln, siehe Formel (49).

$$W_C = \int_0^{\epsilon_{max}} \sigma_{max} d\epsilon \quad (49)$$

Das Cockcroft-Latham-Kriterium beschreibt die Fläche unter der Materialkurve. Nach den Annahmen von Cockcroft-Latham sollte die Fläche unter dem Spannungs-Dehnungs-Verlauf immer konstant und somit unabhängig von Einflüssen wie Temperatur und Dehnrates sein, siehe Abbildung 32.

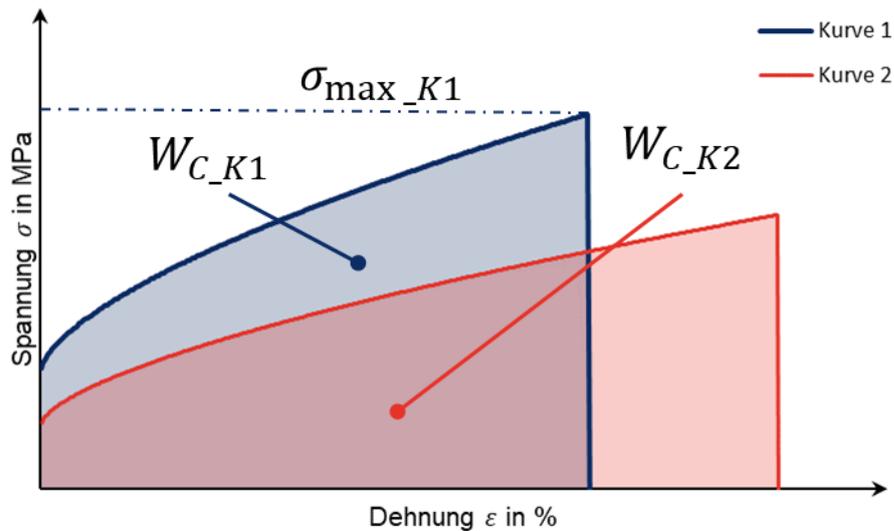


Abbildung 32 Cockcroft-Latham-Kriterium nach [9, S. 28]

Daher ergibt sich aus Abbildung 32, dass das Cockcroft-Latham-Kriterium $W_{C_1} = W_{C_2}$ gilt. In LS-Dyna wird dies durch den kritischen Schadenparameter D_C mithilfe der Formel (50) definiert. KENJI et al. [26, S. 2]

$$D_C = \frac{1}{W_C} \int_0^\varepsilon \sigma \, d\varepsilon \quad (50)$$

Erreicht ein Element den Wert des kritischen Schadenparameters, tritt der Versagensfall ein und das betreffende Element wird für die Simulation gelöscht.

Durch diese Grundlagen und die entsprechenden Kennwerte ist die Simulation mithilfe des Materialmodells von Johnson-Cook mit MAT 107 möglich. Das vollständige Modell wird in Anlage 11 beschrieben.

7.2 Modellaufbau für die FEM-Simulation

Für den Aufbau des Modells zur Auslegung müssen entsprechende grundlegende Annahmen getroffen werden. Die Deformationsstruktur wird dabei mithilfe von Shell-Elementen modelliert, die sich besonders für Strukturen mit dünnen Wandstärken eignen und eine effizientere Methode mit geringerem Simulationsaufwand darstellen. [Vgl. 27, S. 29]

Die Deformationsstruktur wird dabei mit den ermittelten Abmessungen aus Kapitel 6.2, siehe Tabelle 10 festgelegt.

Tabelle 10 Abmessungen Deformationsstruktur [eigene Darstellung]

Außen Durchmesser - D_a	Wandstärke - t	Länge - h_s
40 mm	1 mm	150 mm

Die Fallmasse und die Auflagefläche wurden mithilfe von Rigidwall-Befehlen realisiert. Dabei wurde die Fallmasse mit dem »RIGIDWALL_PLANAR_MOVING_DISPLAY« umgesetzt, wodurch man der Fallmasse direkt die Eigenschaften Masse und Geschwindigkeit zuordnen konnte. Die Auflagefläche wird ebenfalls mithilfe des Befehls »RIGIDWALL_PLANAR« realisiert. Zusätzlich wird die Reibung zwischen der »RIGIDWALL« und der Deformationsstruktur mithilfe des Parameters »FRIC« definiert. Durch die fehlende Einspannung der Profile werden somit auch keine »BOUNDARY«-Bedingungen benötigt.

Der Auflage und der Fallmasse müssen somit keinem Materialmodelle zugeordnet werden. Jedoch muss der Deformationsstruktur das Materialmodell MAT 107 zugeordnet werden. Für die Deformationsstruktur muss nun noch der Kontakt definiert werden. Dieser wird mit dem Befehl »CONTACT_AUTOMATIC_SINGLE_SURFACE« festgelegt. Bei der Definition des Kontakts muss die Wandstärke der Shell-Elemente beachtet werden, um eine unerwünschte Durchdringung zu vermeiden. Dies wird durch die Optionen »SHLTHK« im »CONTROL_CONTACT«-Befehl ermöglicht.

Die Reibungen wurden nach KUZNETCOV et al. [28, S. 3] definiert. Dabei wurden für die Rigidwall-Kontakte ein Reibungskoeffizient »FRIC« von 0,2 angenommen und für die Selbstkontakt-Reibung wurde ein statischer Reibungskoeffizient »FS« von Null festgelegt.

Für die ersten Simulationen wird die Deformationsstruktur nur grob vernetzt, um Rechenzeit zu sparen und mögliche Fehler in der Simulation frühzeitig zu erkennen. Dabei wird eine Netzstruktur mit einer Elementgröße von etwa 2,5 mm x 2,5 mm angestrebt. Somit können die ersten Simulationen durchgeführt werden.

Dabei wurden deutliche Verzerrungen der Shell-Elemente bemerkt, die aufgrund des Materialmodells Modified-Johnson-Cook-Modell auftraten.

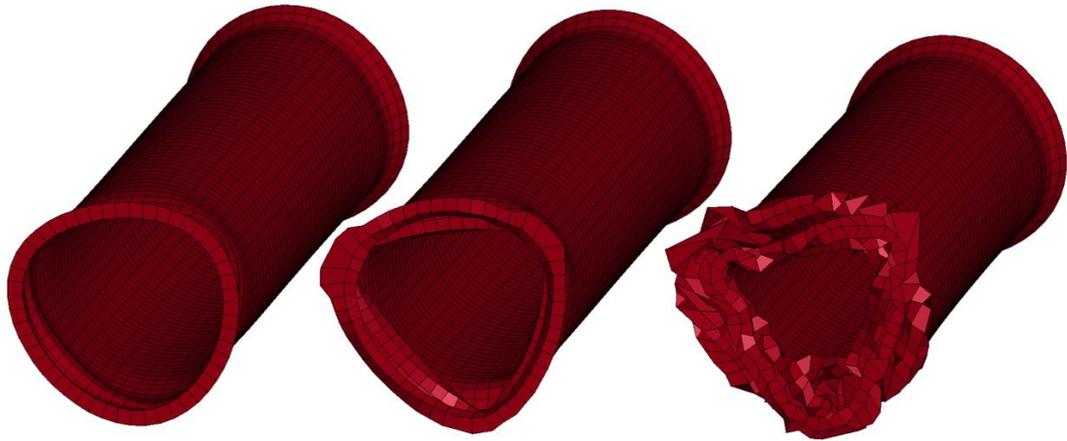


Abbildung 33 Faltungsvorgang mit MAT 107 (0,0042 s; 0,0052 s; 0,011 s) [eigene Darstellung]

In Abbildung 33 wird der Deformationsvorgang mit dem Materialmodell MAT 107 (Modified-Johnson-Cook-Modell) in der Simulation dargestellt. Dabei wird deutlich, dass beim Übergang der Faltung die Shell-Elemente versagen und sich stark deformieren. Dieses Problem konnte durch die Änderung des Materialmodells von MAT 107 auf MAT 015 behoben werden.

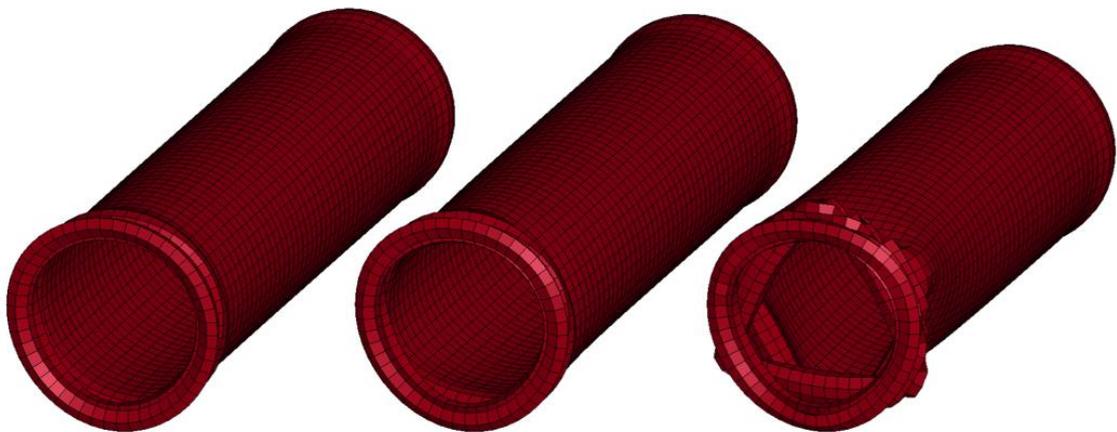


Abbildung 34 Faltungsvorgang mit MAT015 (0,0042 s; 0,0052 s; 0,011 s) [eigene Darstellung]

Beim Vergleich von Abbildung 33 und Abbildung 34 wird deutlich, dass die starken Elementverzerrungen mit dem MAT015 nicht mehr vorhanden sind. Bei großen Deformationen versagten die Shell-Elemente mit dem MAT 107-Element, wobei die vorhandenen Element Spannungen auf Null sanken und sich die Elemente verzerrten.

Dadurch lief die Simulation wieder stabil, sodass mit der Überprüfung der Netzqualität fortgefahren werden konnte. Hierbei wurde die Netzgröße schrittweise verringert, um eine ausreichende Netzgröße zu ermitteln. Das Kriterium der Netzkonvergenz, das untersucht werden soll, von MANAF et al. [29, S. 3] mit der Triggerkraft definiert. Die Netzkonvergenz wurde mit zwei verschiedenen Elementbeschreibungen durchgeführt. Dafür wurden die Elementbeschreibungen »Belytschko-Tsay« (ELFORM 2) und das »Fully integrated shell element« (ELFORM 16) verglichen.

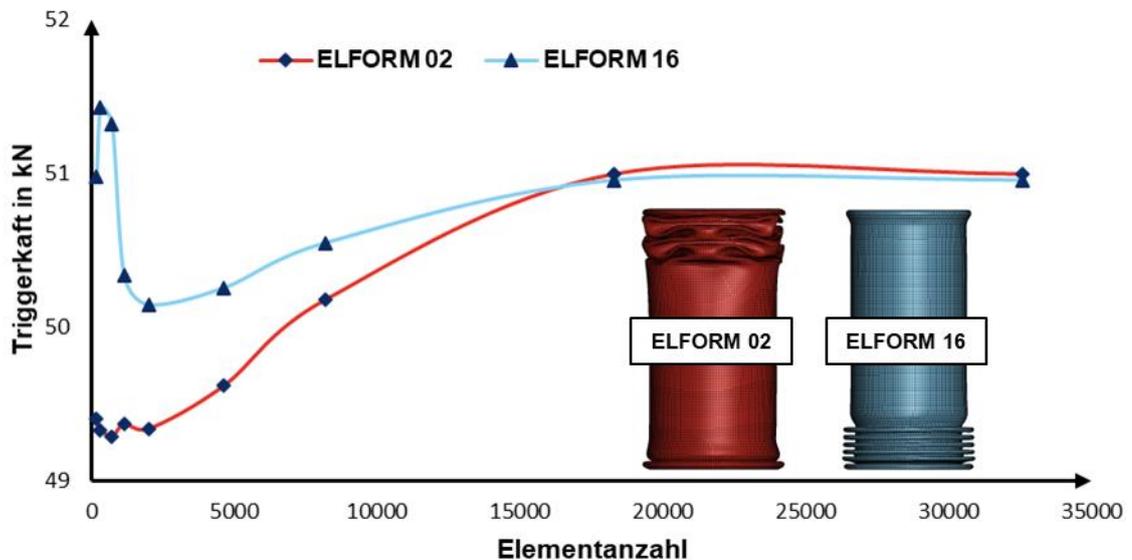


Abbildung 35 Netzkonvergenz [eigene Darstellung]

In Abbildung 35 ist ersichtlich, dass sich sowohl die Triggerkraft mit ELFORM 2 als auch mit ELFORM 16 ab etwa 1800 Elementen stabilisiert. Daran wird auch deutlich, dass sich die Faltungsmuster je nach Elementbeschreibung unterschiedlich entwickeln. Das Ergebnis der Simulationen mit einer Elementgröße von 0,75 mm x 0,75 mm und der Elementbeschreibung ELFORM 2 zeigte eine dreieckige Faltung, während mit der Beschreibung ELFORM 16 ein symmetrischer Faltungsverlauf erzielt wurde. Aufgrund der deutlich geringeren Rechenzeit im Vergleich zur Elementbeschreibung ELFORM 16 wird ELFORM 2 für die weitere Auslegung verwendet. Die Elementgröße wird dabei auf etwa 1 mm festgelegt.

Bei genauer Untersuchung des Simulationsmodells wurden Differenzen zwischen der zugeführten Energie und der abgebauten Energie festgestellt, wobei eine Differenz von 2,2 % ermittelt wurde.

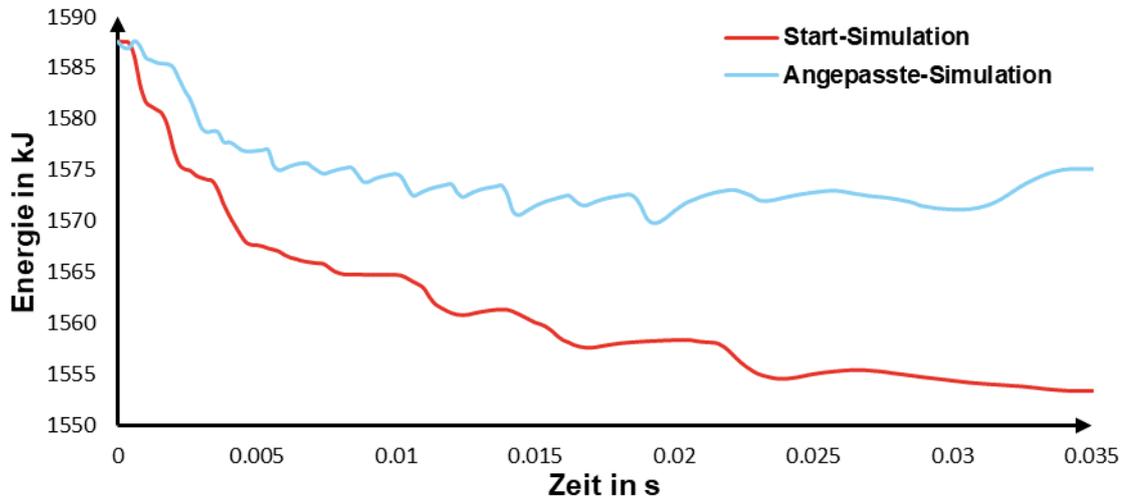


Abbildung 36 Geamte Energie in der Simulation [eigene Darstellung]

In Abbildung 36 ist der Vergleich zwischen der Startsimulation und der überarbeiteten Simulation zu sehen. Dabei konnte die Abweichung von 2,2 % auf eine Differenz von 0,8 % reduziert werden. Diese Verbesserung wurde durch die Modellierung der Fallmasse als Shell-Elemente und durch den Einsatz des »CONTROL_ACCURACY«-Befehls erreicht.

Durch Anpassung der verschiedenen Parameter konnte eine finale Auslegungssimulation erreicht werden.

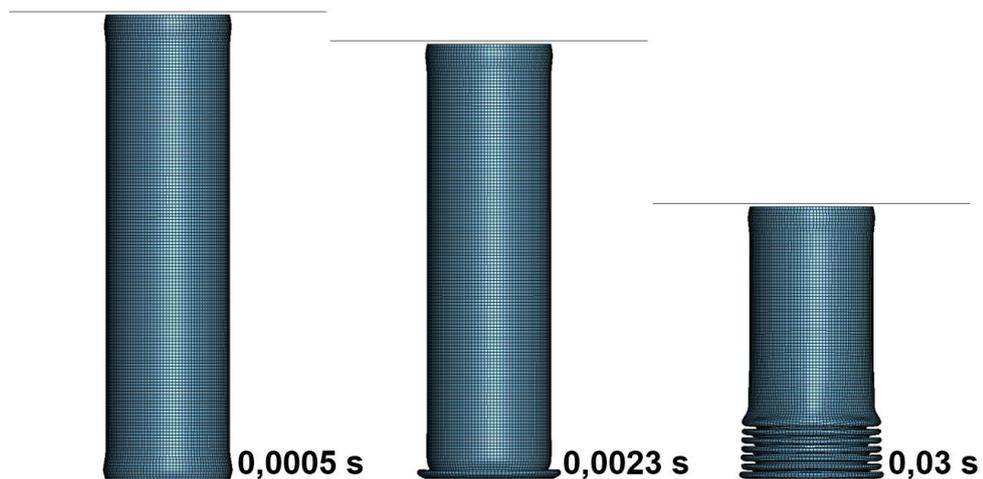


Abbildung 37 Faltungsverlauf der Auslegungssimulation mit Zeitschrittangabe [eigene Darstellung]

In Abbildung 37 ist der Verlauf der Faltungssimulation dargestellt, wobei deutlich wird, dass ein achsensymmetrischer Verlauf entstanden ist. Ein

achsensymmetrischer Verlauf wurde auch in der analytischen Auslegung im Kapitel 6.2 angenommen.

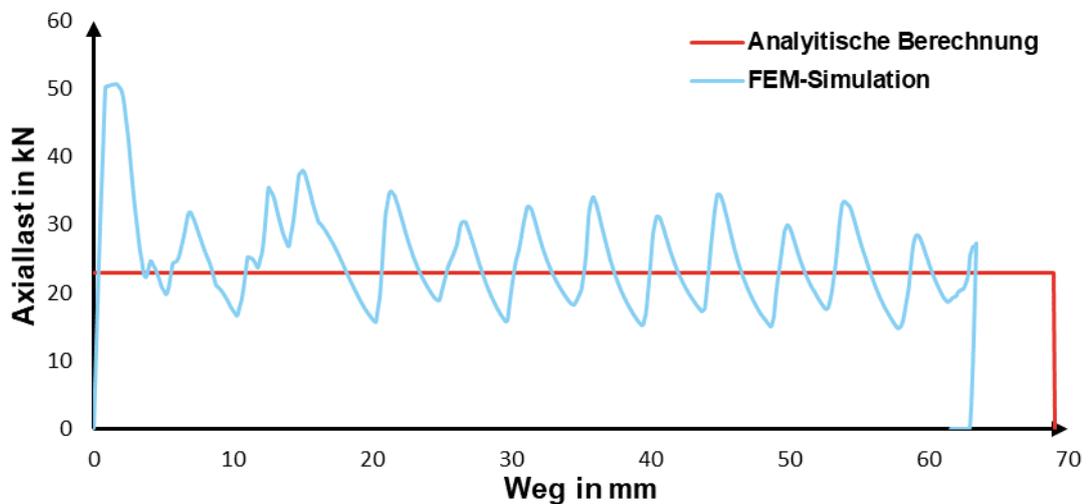


Abbildung 38 Axiallast über dem Deformationsweg Vergleich [eigene Darstellung]

Vergleicht man nun den axialem Lastverlauf über dem Weg in der FEM-Simulation mit der analytischen Berechnung, siehe Abbildung 38, wird deutlich, dass bei der analytischen Auslegung ein deutlich größerer Deformationsweg zum Abbau der Energie benötigt wird. Dies liegt zum einen daran, dass die Triggerkraft bei der analytischen Auslegung vernachlässigt wird, zum anderen entstehen unterschiedliche Ergebnisse aufgrund unterschiedlicher Materialkennwertquellen.

Tabelle 11 Vergleich der Analytischen Berechnung und der FEM-Simulation [eigene Darstellung]

	Triggerkraft	Mittlere Axiallast	Deformationsweg
Analytische Berechnung	-	23 kN	69 mm
FEM-Simulation	50,6 kN	24,8 kN	63,4 mm
Abweichung	-	7,83 %	8,12 %

Der direkte Vergleich der Kennwerte wird in Tabelle 9 dargestellt. Diese zeigt die Abweichungen der analytischen Berechnung von der FEM-Simulation. Die Abweichungen liegen im einstelligen Bereich und werden für eine grobe Abschätzung als akzeptabel gewertet. In Anlage 12 wird ein Ausschnitt des verwendeten LS-Dyna-Keywords zur FEM-Simulation gezeigt.

8 Vorversuche mit Fallwerk

Bevor die eigentlichen Versuche mit dem berechneten Profil durchgeführt wurden, sollte die Eignung des Materials mit Reststücken geprüft werden. Dafür wurden zwei verschiedene Rundprofile verwendet, 40 x 1,5 mm und 42 x 2 mm. Diese wurden dann auf eine einheitliche Länge von etwa 150 mm gekürzt und mithilfe einer Drehbank abgedreht. Durch das Abdrehen der Profile wird eine bessere Rechtwinkligkeit ermöglicht, Abbildung 39 und Abbildung 40.



Abbildung 39 Zuschnitt mittels Bandsäge
[eigene Darstellung]

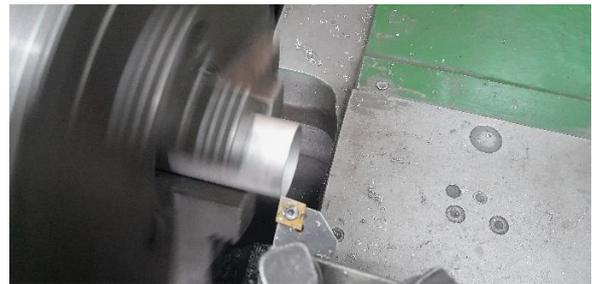


Abbildung 40 Abdrehen der Profile [eigene Darstellung]

In Anlage 12 wurden die Proben vor dem Versuch dokumentiert und nummeriert. Bei Betrachtung der Proben P1 bis P6 wird deutlich, dass die Schweißnaht und deren Nachbearbeitung deutlich schlechter ausfällt als bei den Proben P7 bis P10.

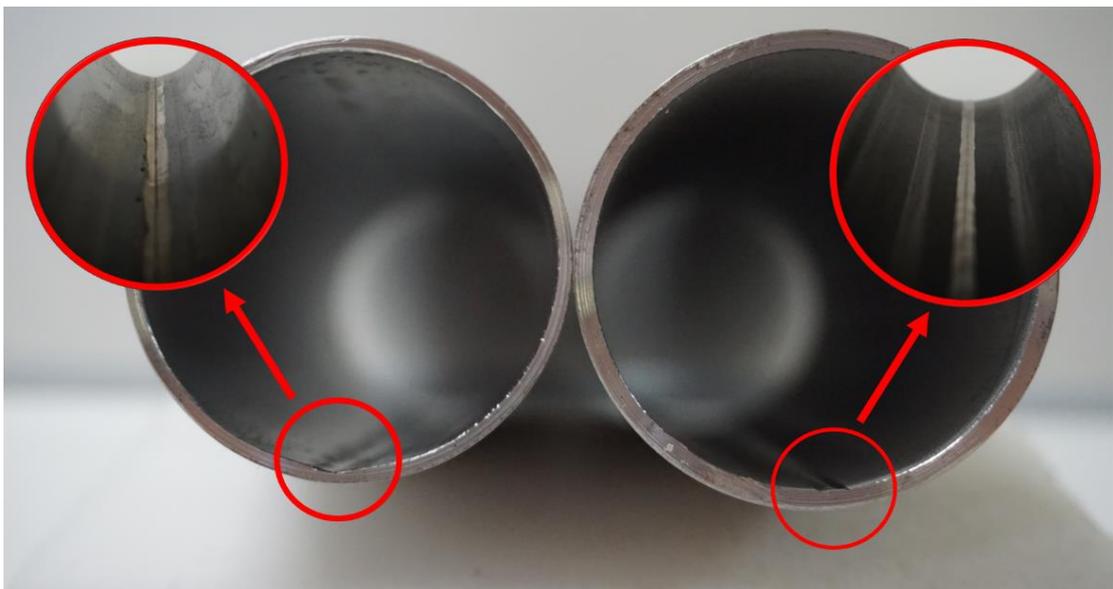


Abbildung 41 Probe P3 (links) und P10 (rechts) im Vergleich hinsichtlich der Schweißnaht
[eigene Darstellung]

In Abbildung 41 ist deutlich zu erkennen, dass bei der Probe P3 die Kanten der zu verschweißenden Enden noch sichtbar sind und keine saubere Wurzel zu erkennen ist. Darüber hinaus wurde das Werkstück bei der Nachbearbeitung deutlich geschwächt. Im Vergleich dazu zeigt sich bei der Probe P10, dass die Schweißnahtwurzel die Kanten verschmolzen hat und das Material bei der Schweißnahtnachbehandlung nicht unterschliffen wurde.

Die Proben wurden mithilfe des Fallwerkes der TU Freiberg geprüft, siehe Abbildung 42.

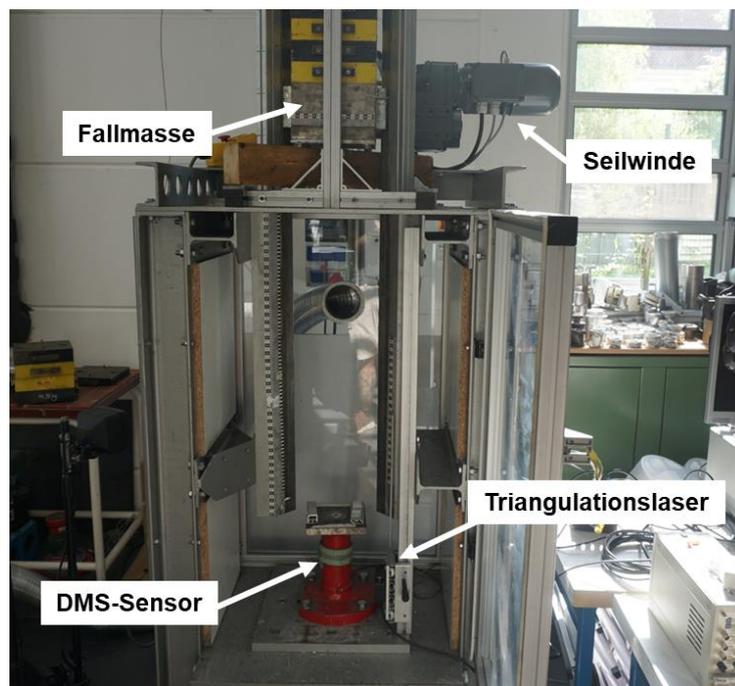


Abbildung 42 Fallwerk der TU Freiberg bei Vorversuchen [eigene Darstellung]

Im Fallwerk wird die Fallwerksmasse mithilfe der Seilwinde auf die gewünschte Höhe gehoben und dann mit einem mechanischen Auslösemechanismus fallengelassen. Dabei wird die Fallwerksmasse mit Hilfe von zwei Führungsschienen in ihrer Bahn gehalten. Zur Datenerhebung wird ein DMS-Sensor mit Vollbrücke an einen C45-Block unterhalb der Probe angebracht, um die wirkende Kraft zu messen. Zur Erfassung des Deformationsweges wird ein Triangulationslaser (siehe Anlage 14) verwendet, der die Distanz zur Fallwerksmasse misst. Die Messdaten wurden mit einem MGC plus Messverstärker mit einer Abtastfrequenz von 5 kHz aufgezeichnet und mit einem Tiefpassfilter mit 3 kHz geglättet.

8.1 Auswertung Vorversuch

Die Versuche sollten die Eignung des Werkstoffs als Deformationsstruktur untersuchen und erste Erkenntnisse zum Verhalten liefern. Aufgrund der unterschiedlichen Fallhöhen in den Vorversuchen (siehe Tabelle 12) und der geringen Anzahl an Versuchen, sind signifikante Abweichungen schwer zu bewerten.

Tabelle 12 Fallhöhen Zuordnung bei Vorversuche [eigene Darstellung]

Profile	Versuchsnummer	Fallmasse	Fallhöhe
40 mm x 1,5 mm	V01, V02	200 kg	1,5 m
	V03, V04, V05	200 kg	2 m
42 mm x 2 mm	V06	200 kg	2 m
	V07, V08, V09	200 kg	3 m

In Abbildung 43 und Abbildung 44 wurden die typischen Verläufe von metallischen Deformationsstrukturen festgestellt. Es werden die Proben P5 (V04) und P9 (V08) miteinander verglichen.

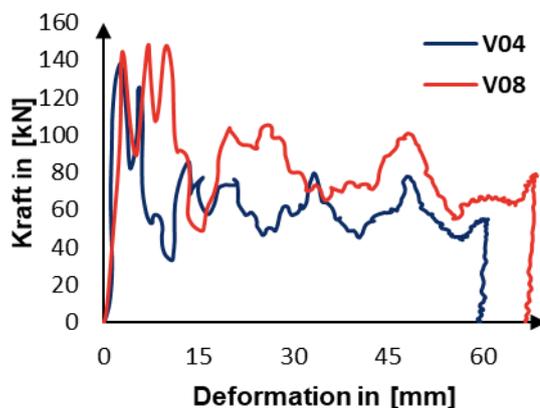


Abbildung 43 Kraft-Weg-Verlauf [eigene Darstellung]

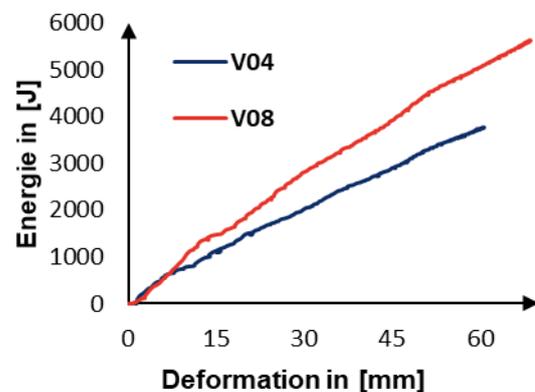


Abbildung 44 Energie-Weg-Verlauf [eigene Darstellung]

Mithilfe eines Box-Whisker-Plots (siehe Anlage 15) können die Kennwerte der Triggerkraft und der mittleren Axiallast der zwei Profile miteinander verglichen und entsprechende Ausreißer verdeutlicht werden. In Abbildung 45 wird daher deutlich, dass beim Versuch V06 mit dem Profil 42 x 2 mm ein Ausreißer entstanden ist, bei dem die Triggerkraft auf etwa 165 kN angestiegen ist. Bei den mittleren Axiallasten

liegen die abgebildeten Werte sehr dicht beieinander, sodass schon geringe Abweichungen als Ausreißer gelten. Dies wird besonders bei den Profilen 40 x 1,5 mm in der Abbildung 46 deutlich.

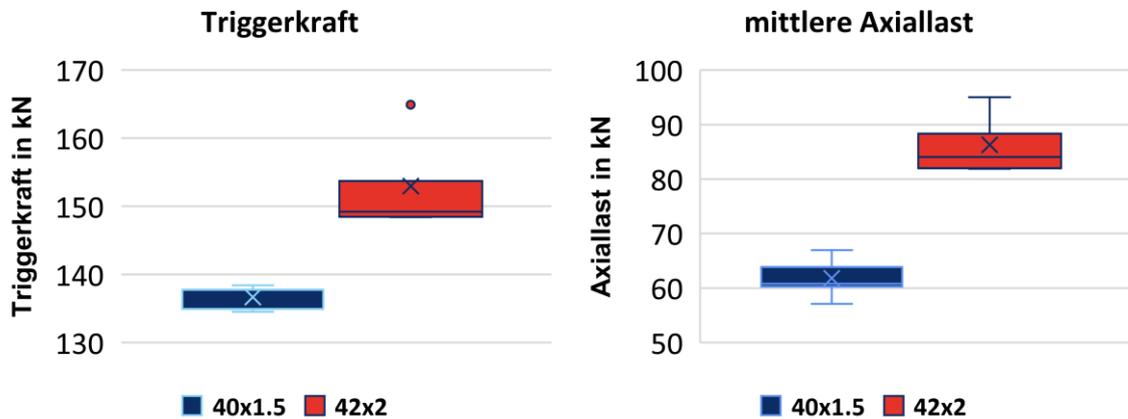


Abbildung 45 Vergleich der Triggerkraft
[eigene Darstellung]

Abbildung 46 Vergleich der Axiallast
[eigene Darstellung]

Die ausführlichen Messwerte werden in Anlage 16 aufgeführt.



Abbildung 47 Deformierte Proben (Probe P01 bis P10 von links nach rechts) [eigene Darstellung]

Zusätzlich zur Bewertung mit Messwerten können die Profile nach der Verformung auch optisch bewertet werden. In Abbildung 47 ist zu erkennen, dass die Profile 40 x 1,5 mm bei einer Fallhöhe von 1,5 m zwei achsensymmetrische Falten aufweisen. Die Probe P4 wurde für Einstellzwecke verwendet, weshalb keine verwertbaren Messdaten aufgenommen wurden und diese Probe mehrfach axial belastet wurde.



Abbildung 48 Zweieckige Faltung (links) und Dreieckige Faltung (rechts) [eigene Darstellung]

Bei den Proben P3, P6, P7, P8, P9 und P10 traten zweieckige Diamant-Faltungen auf. Bei den Proben P4 und P5 traten dreieckige Faltungen auf, siehe Abbildung 48.



Abbildung 49 Probe 09 (links) und Probe 01 (rechts) aufgetrennt [eigene Darstellung]

In Abbildung 49 sind die Proben P01 und P09 aufgetrennt zu sehen, um den Falungsverlauf genauer zu beurteilen. Bei der Probe P01 wurde ein Riss bei der zweiten Faltung festgestellt. Einen identischen Riss besaß auch die Probe P03, welcher im Bereich der Wärmeeinflusszone um die Schweißnaht auftrat.

Aufgrund der geringen Anzahl von Versuchen sind die Ergebnisse hinsichtlich der Abweichungen nicht besonders aussagekräftig. Dennoch konnten die Vorversuche zeigen, dass das Verhalten des Werkstoffs unter dynamischer axialer Belastung grundsätzlich als Deformationsstruktur geeignet ist.

9 Versuche mit dem Fallwerk unter Temperatureinfluss

Um das Verhalten von Deformationsstrukturen unter dem Einfluss von Temperatur zu untersuchen, wurde das berechnete Profil, siehe hierzu Kapitel 6.2 und 7.2, mithilfe eines Fallwerks geprüft.

9.1 Versuchsaufbau

Für die Versuche unter Temperatureinfluss wurde das zuvor bestimmte Profil 40 x 1 mm als 6 m lange Stange beschafft. Diese Profile waren im Gegensatz zu den Proben aus Kapitel 8 nicht verschweißt, sondern kaltgezogen. Dadurch wird ein homogeneres Materialverhalten gewährleistet. Analog zu den Vorversuchen wurden die Rohrprofile mithilfe einer Bandsäge auf Länge gekürzt und zur Gewährleistung der Rechtwinkligkeit auf einer Drehbank abgedreht, siehe Abbildung 39 und Abbildung 40. Dadurch konnten insgesamt 39 Proben mit einer Länge von 150 mm hergestellt werden, siehe Abbildung 50.

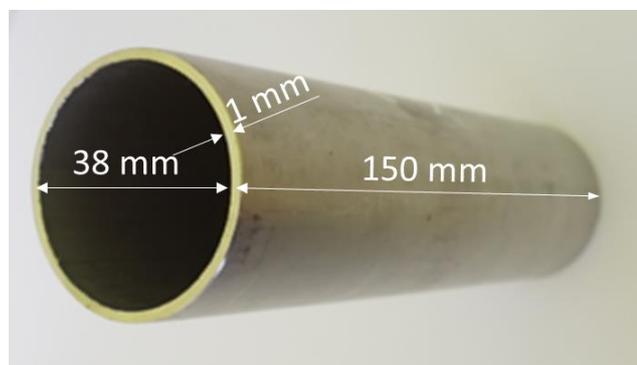


Abbildung 50 Probe mit Abmaßen [eigene Darstellung]

Nach der Vorbereitung der Proben müssen Maßnahmen zur Temperierung getroffen werden. Die Proben werden dabei mithilfe eines einfachen Ofens auf 80 °C erhitzt. Die Proben im negativen Temperaturbereich wurden einen Tag vor dem Versuch in einer Kühltruhe gelagert und blieben vor Ort weiterhin in einer Kühltruhe bis zum Versuch. Dadurch konnten Temperaturen von etwa -13 °C erreicht und aufrechterhalten werden.

Damit konnte sichergestellt werden, dass die Proben in drei verschiedenen Temperaturbereichen getestet werden.

Die Versuche werden erneut am Fallwerk der TU Freiberg durchgeführt. Dieses Mal wurde zusätzlich eine Hochgeschwindigkeitskamera CR600x2 (siehe Anlage 17) zur grafischen Aufnahme der Versuche verwendet.

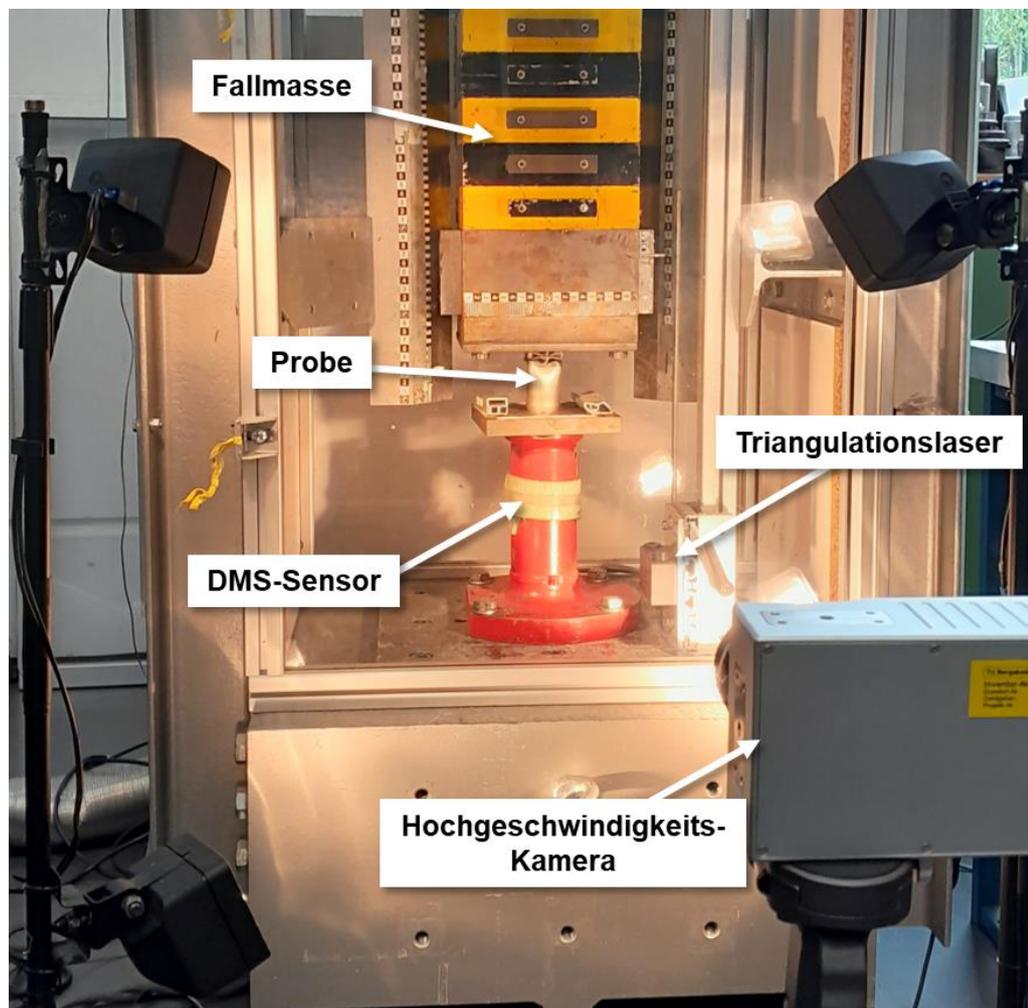


Abbildung 51 Fallwerk für Versuche unter Temperatureinfluss [eigene Darstellung]

Wie in der Abbildung 51 zu sehen ist, ändert sich der Versuchsaufbau im Vergleich zu den Vorversuchen nur durch die Einrichtung einer Hochgeschwindigkeitskamera und einer zusätzlichen Beleuchtung aufgrund der kurzen Beleuchtungsdauer der Kamera. Analog zu den Vorversuchen wurde wieder eine Fallmasse von 200 kg verwendet, entgegen der in der Auslegung angenommenen Fallmasse von 180 kg. Die Datenerhebung erfolgte erneut über den DMS-Sensor und den Triangulationslaser (siehe Anlage 14), wobei die Messwerte mithilfe des Messverstärkers ausgewertet werden.

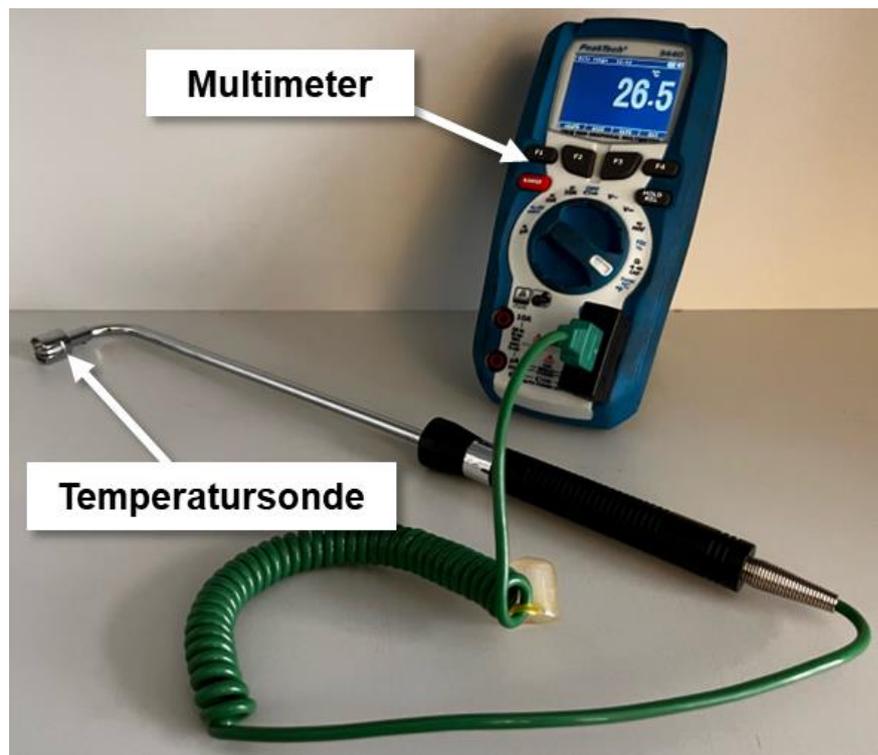


Abbildung 52 Multimeter mit Temperatursonde [eigene Darstellung]

In Abbildung 52 ist das Multimeter mit einer Temperatursonde für Oberflächen zu sehen, welches zur Erfassung der Temperatur verwendet wird. Dabei wurde das Multimeter PeakTech® 3440 und die Oberflächentemperatursonde PeakTech® P TF-30 verwendet, deren technische Daten in der Anlage 18 und Anlage 19 vermerkt sind.

Somit ist die Aufnahme der Messwerte für Kraft, Weg und Temperatur gewährleistet.

9.2 Experimentelle Daten

Durch die Probentemperaturierung konnten drei Temperaturbereiche festgelegt werden, siehe Tabelle 13.

Tabelle 13 Einteilung in Temperaturbereiche [Eigene Darstellung]

T-1	T-2	T-3
78,4 bis 89,6 °C	23,3 bis 27,5 °C	-15,2 bis -10,4 °C

Dabei wurden entsprechend der unterschiedlichen Temperaturen verschiedene Kennwerte ermittelt, die einen deutlichen Einfluss der Temperatur auf das Deformationsverhalten darstellen.

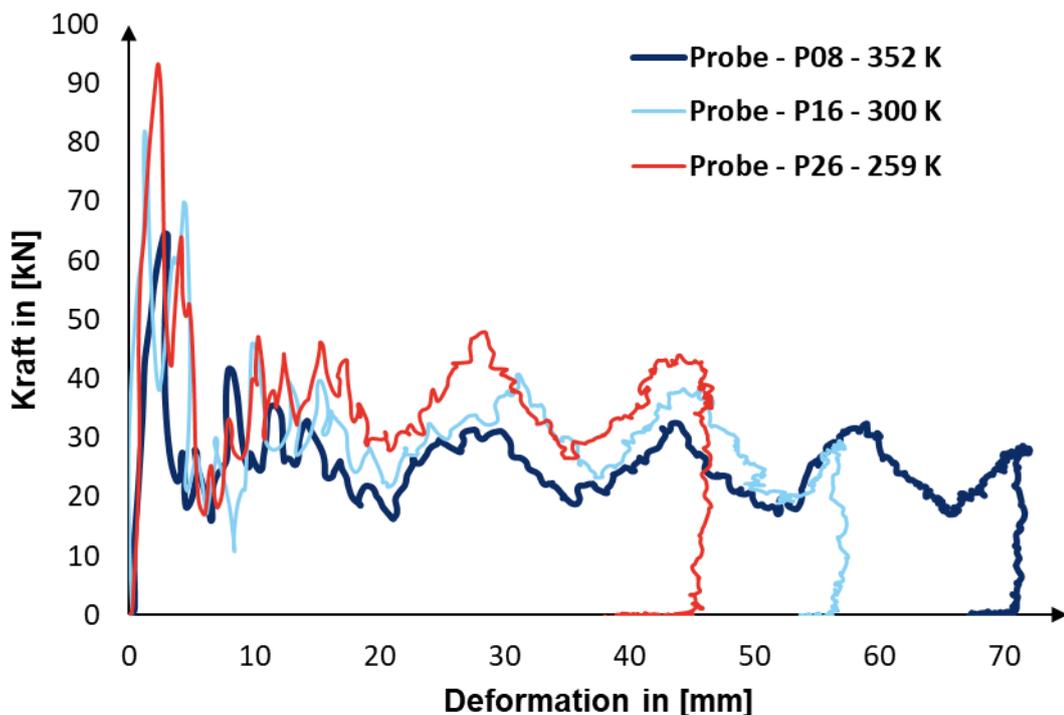


Abbildung 53 Kraft-Weg Verläufe Exemplarischer Versuche [eigene Darstellung]

In Abbildung 53 sind exemplarische Kraft-Wegverläufe von drei verschiedenen Proben zu sehen. Diese wurden unter den drei verschiedenen Temperaturbereichen geprüft. Probe P08 wurde bei 80,4 °C getestet und gehört somit zum Temperaturbereich T1. Probe P18 wurde bei 26,6 °C getestet und gehört somit zum Bereich T2. Probe P26 wurde bei -13,9 °C getestet und ist somit dem Bereich T3 zuzuordnen. Dabei wird deutlich, dass bei P26 ein deutlich geringerer Weg benötigt wird

und die Triggerkraft im Vergleich zu den höher temperierten Proben P08 und P17 deutlich höher ist.

Tabelle 14 Kennwerte der exemplarischen Versuche [eigene Darstellung]

	Triggerkraft	Axiallast	Deformationsweg
P08	64,6 kN	25,7 kN	71,9 mm
P18	86,6 kN	32,9 kN	54,9 mm
P26	93,3 kN	37,7 kN	46,6 mm

In Tabelle 14 sind die Kennwerte der drei exemplarischen Versuche zusammengefasst. Daraus wird ersichtlich, dass die Triggerkraft um etwa 20 % ansteigt, wobei jedoch die Axiallast und der Deformationsweg je nach Probe unterschiedlich ansteigen bzw. fallen.

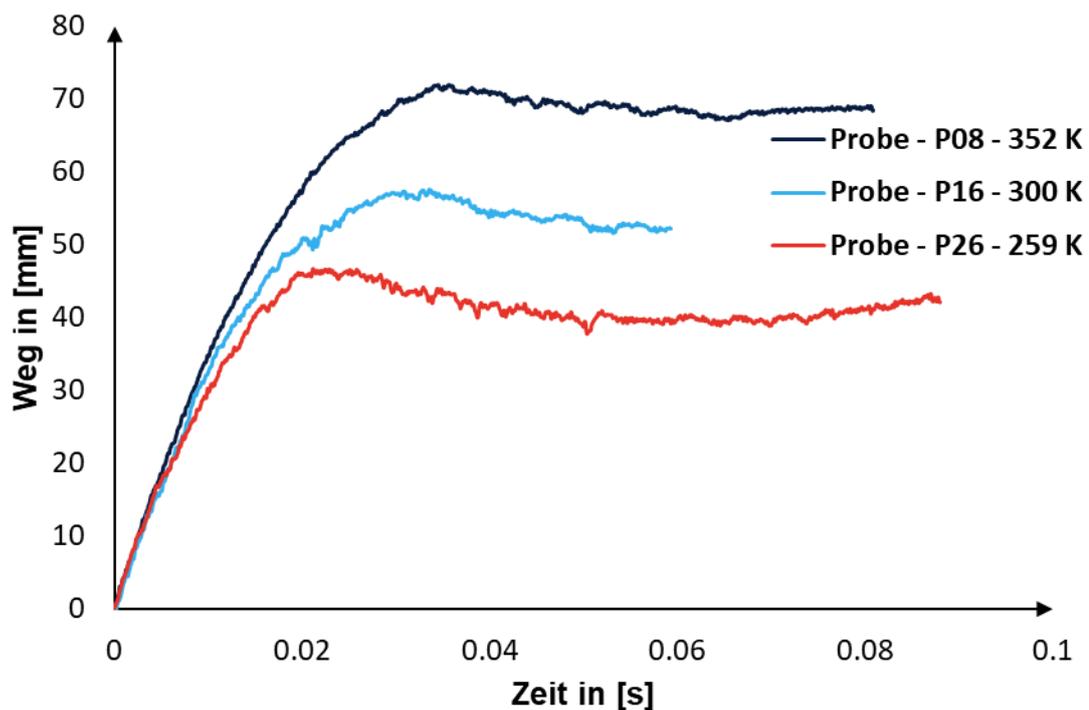


Abbildung 54 Weg-Zeit Diagramm [eigene Darstellung]

Die unterschiedlichen Deformationslängen werden in Abbildung 54 dargestellt. Damit wird deutlich, dass die Probe nach der maximalen Verformung zurückfedert.

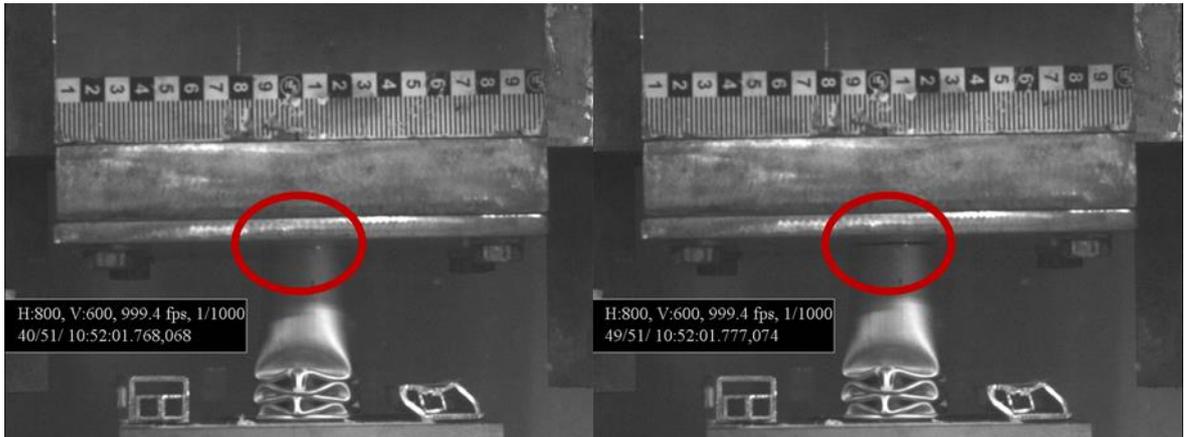


Abbildung 55 Probe 08 40/51 [eigene Darstellung]

Abbildung 56 Probe 08 49/51 [eigene Darstellung]

Dieses Rückfedern wird auch durch die Aufnahmen von Probe P08 mit der Hochgeschwindigkeitskamera besser sichtbar. In Abbildung 55 ist die maximale Deformation erreicht und die Fallmasse liegt auf der Probe P08. Nachdem die Probe das Maximum erreicht hat, federt die Probe P08 zurück, was in Abbildung 56 deutlich wird, wobei die Fallmasse angehoben wird.

Aus dem Diagramm Abbildung 54 lässt sich entnehmen, dass durch eine erhöhte Steifigkeit der Probe P26 der benötigte Weg zum Energieabbau verringert wird, wodurch die Beschleunigung geringer ausfällt als bei den höher temperierten Proben P18 und P08.

So erreichten die Proben Beschleunigungen von:

- Probe P08 von -2,8 g
- Probe P18 von -3,6 g
- Probe P26 von -3,9 g

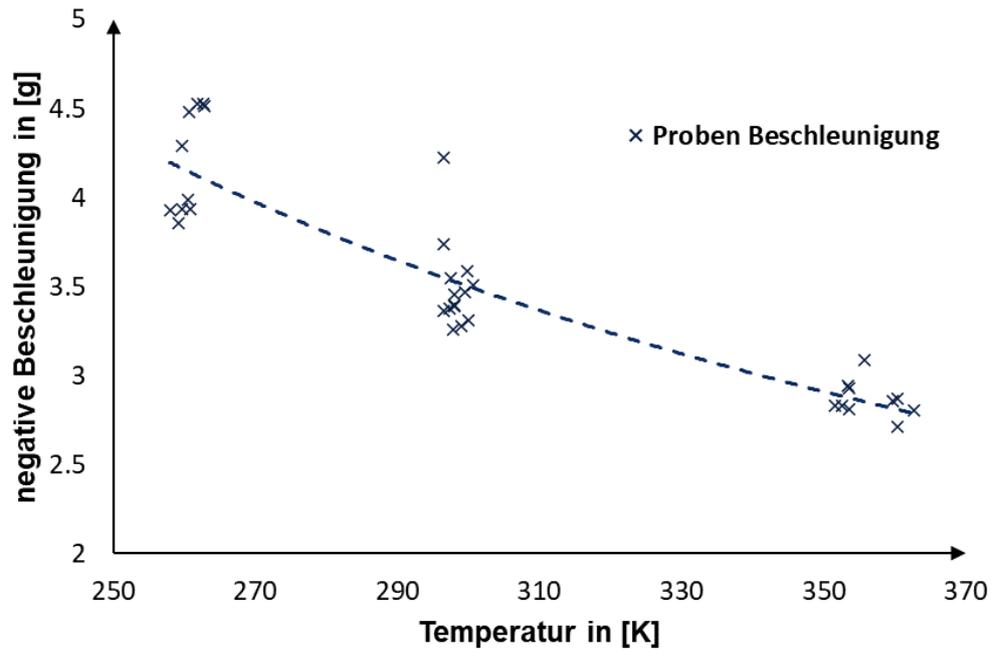


Abbildung 57 Beschleunigungs-Temperatur Verhalten [eigene Darstellung]

Das Diagramm in Abbildung 57 zeigt alle Messwerte der negativen Beschleunigungen. Es ist ersichtlich, dass mit steigender Temperatur die negative Beschleunigung abnimmt.

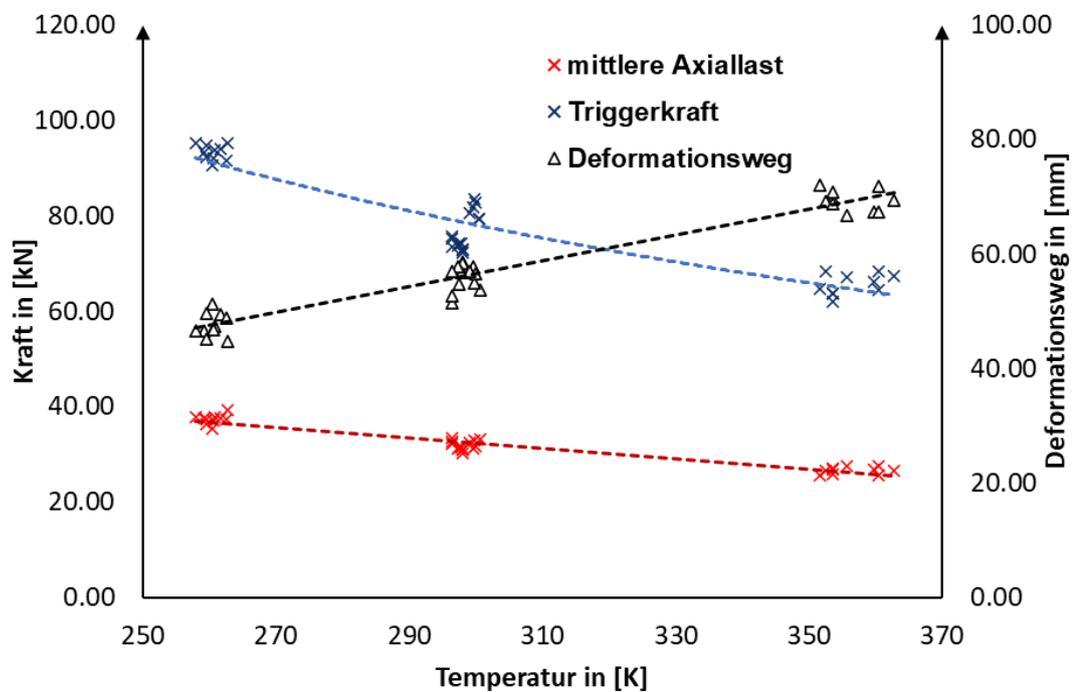


Abbildung 58 Axiallast, Triggerkraft und Deformationsweg in Abhängigkeit von der Temperatur [eigene Darstellung]

In Abbildung 58 wird der Zusammenhang zwischen den Kräften, der Temperatur und der Deformation dargestellt. Hier wird ersichtlich, dass die Triggerkraft am besten mit einem Polynom zweiter Ordnung beschrieben werden kann. Die Axiallast und der Deformationsweg lassen sich mit linearen Gleichungen beschreiben. Die Axiallast fällt linear mit steigender Temperatur ab, während der Deformationsweg linear mit steigender Temperatur ansteigt.

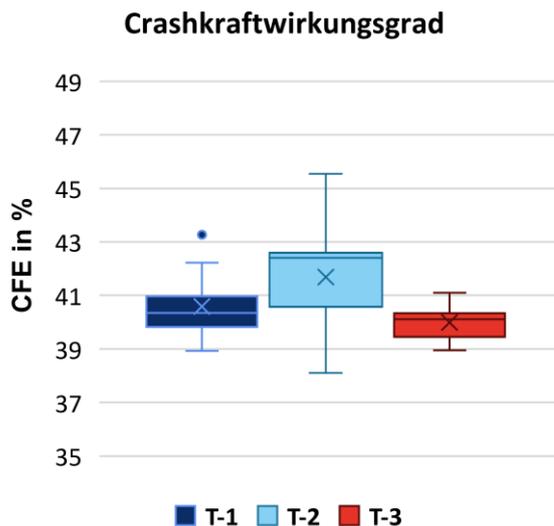


Abbildung 59 Crashkraftwirkungsgrad
[eigene Darstellung]

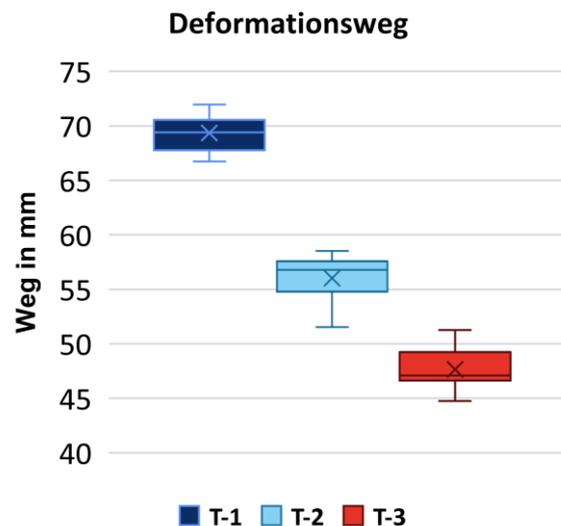


Abbildung 60 Deformationsweg [eigene Darstellung]

In Abbildung 59 wird die Formel (4) für den Crashkraftwirkungsgrad dargestellt, die das Verhältnis der Triggerkraft zur mittleren Axiallast beschreibt. Dabei pendelt sich der CFE-Wert in allen drei Bereichen bei etwa 40 % ein. Trotz unterschiedlicher Verläufe der beiden Kraftkennwerte (siehe Abbildung 58) liegen die CFE-Werte für diesen Temperaturbereich eng beieinander. Dabei wird auch ersichtlich, dass der CFE-Wert für den Temperaturbereich T-2 die größten Schwankungen aufweist. Im Temperaturbereich T-1 gibt es einen Ausreißer bei der Probe P01 mit 43,3 %.

Bei den Deformationswegen sind keine großen Schwankungen vorhanden, siehe Abbildung 60.

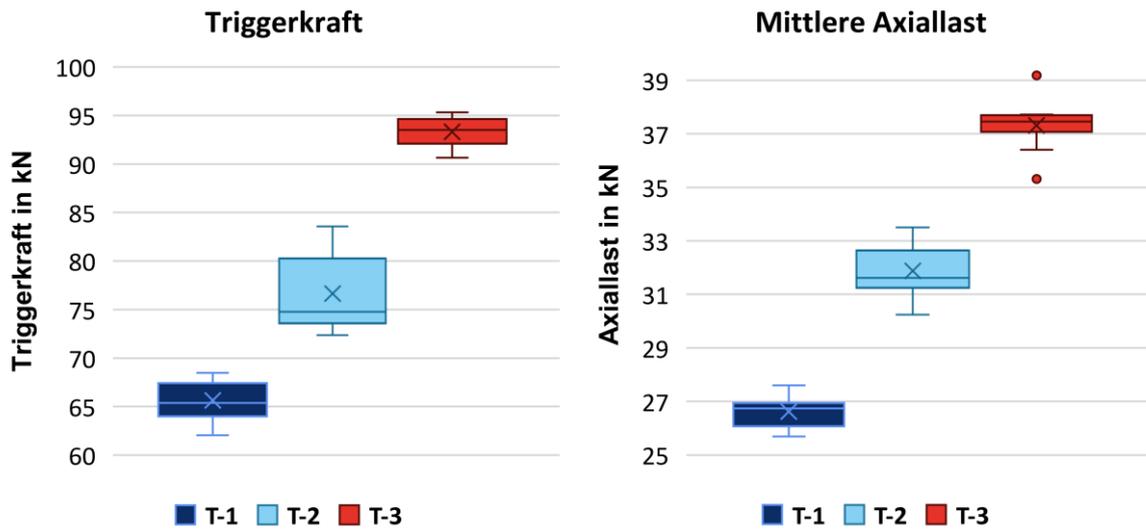


Abbildung 61 Triggerkraft [eigene Darstellung]

Abbildung 62 mittlere Axiallast [eigene Darstellung]

In Abbildung 61 und Abbildung 62 werden die Kräfte in verschiedenen Temperaturbereichen verglichen und ihre Abweichungen bewertet. Dabei wird deutlich, dass der Temperaturbereich T-2 die größten Abweichungen aufweist, was einen direkten Einfluss auf den Wirkungsgrad der Crashkraft gemäß Formel (4) hat. Bei der mittleren Axiallast gibt es geringere Abweichungen, jedoch zeigten sich beim Temperaturbereich T-3 zwei deutliche Ausreißer, die bei Probe P24 mit 39,2 kN und P23 mit 35,3 kN auftraten.

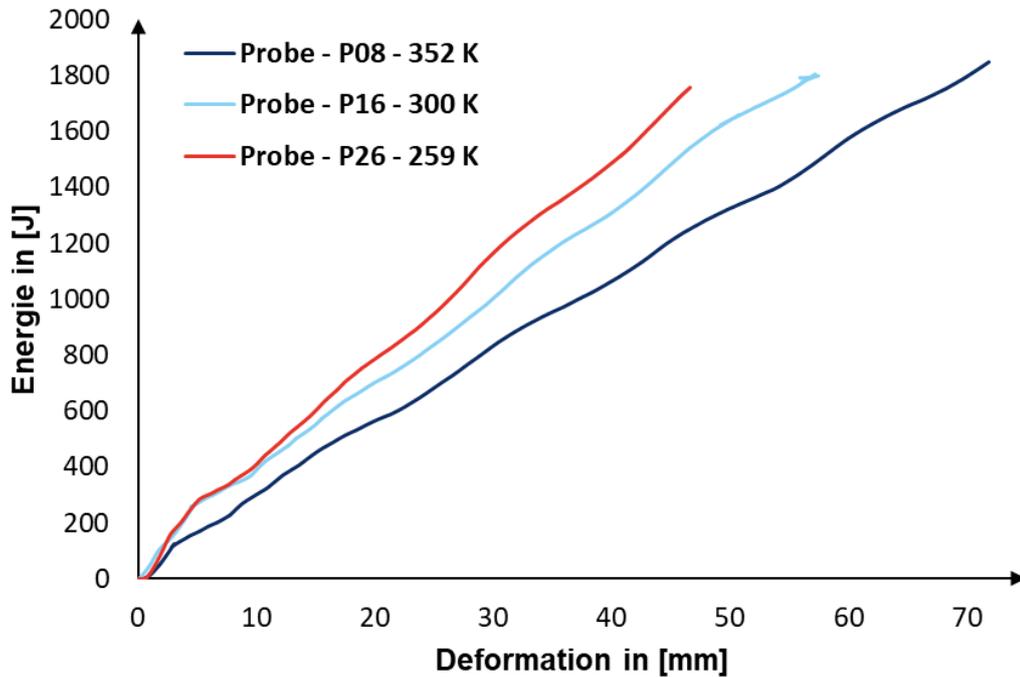


Abbildung 63 Energiedissipation über der Deformation [eigene Darstellung]

Die Temperaturabhängigkeit der Energiedissipation ist in Abbildung 63 ersichtlich. Durch die sinkende Triggerkraft und Axiallast wird weniger Energie pro Deformationsweg bei steigender Temperatur absorbiert. Die Energiedissipation von Probe P17 und Probe P026 ist deutlich näher beieinander als die der Probe P08 und P017. Dies liegt hauptsächlich an der Temperaturdifferenz von 41,4 K zwischen der Probe P17 und Probe P26 sowie der Differenz von 58,2 K zwischen Probe P08 und Probe P17, woraus sich eine Abweichung von 16,8 K ergibt.

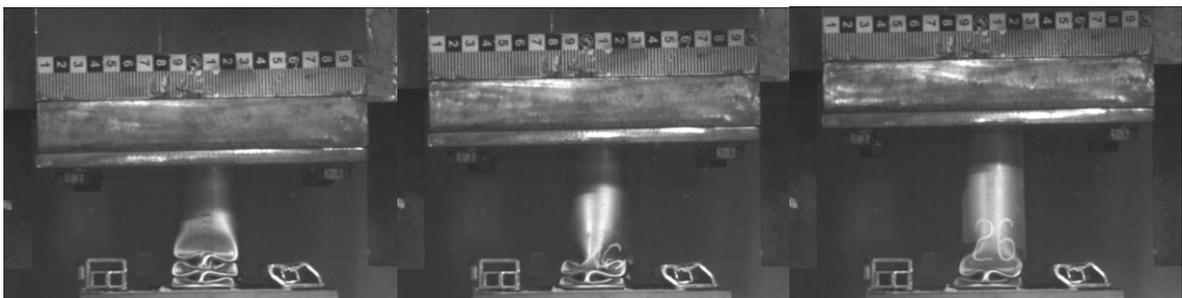


Abbildung 64 Probe P09
[eigene Darstellung]

Abbildung 65 Probe P16
[eigene Darstellung]

Abbildung 66 Probe P26
[eigene Darstellung]

In Abbildung 64, Abbildung 65 und Abbildung 66 sind Ausschnitte der Aufnahmen der Hochgeschwindigkeitskamera zu sehen, die die maximale Deformation zeigen.

Es ist zu sehen, dass bei Probe P09 fünf Faltungen, bei P16 vier Faltungen und bei P26 drei Faltungen auftreten. Aufgrund der erhöhten Steifigkeit durch die fallenden Temperaturen wird mehr Energie pro Deformationsweg umgewandelt, wodurch auch weniger Faltungen notwendig sind.

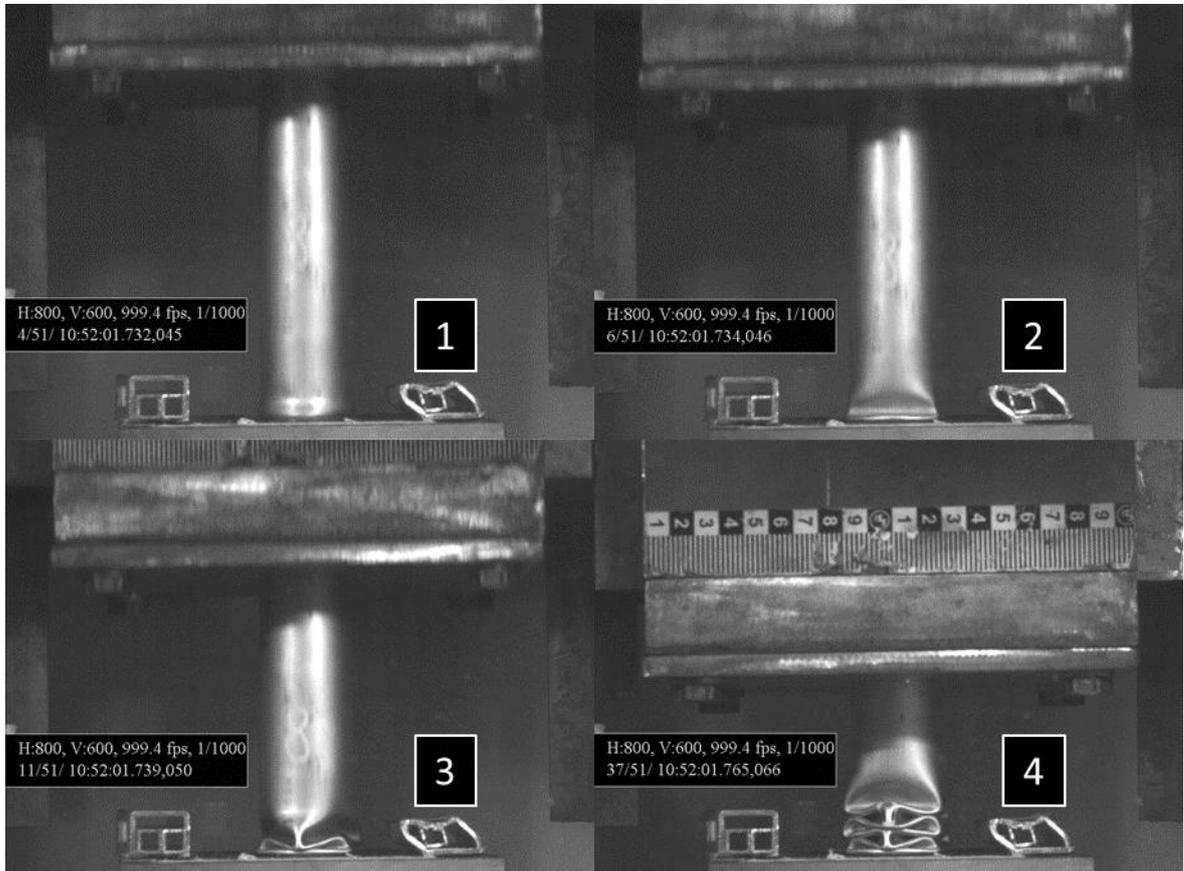


Abbildung 67 Verlauf der Faltung von Probe P08 [eigene Darstellung]

In der Abbildung 67 ist der Faltungsverlauf der Probe P08 dokumentiert. Im Abschnitt 1 ist eine achssymmetrische Faltung zu Beginn zu sehen, im Abschnitt 2 sieht man die Einleitung der ersten Diamant-Faltung, die sich in Abschnitt 3 vollendet und in die nächste Faltung übergeht. Im Abschnitt 4 ist die finale Deformation vor Beginn der Rückfederung zu sehen.

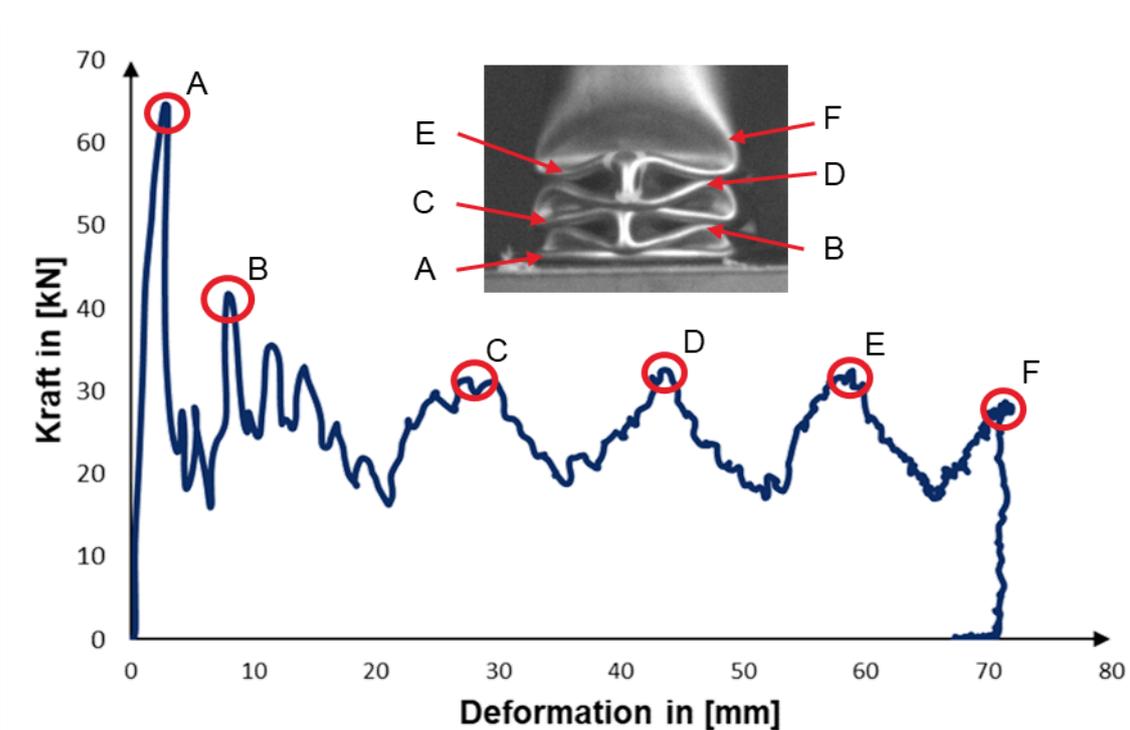


Abbildung 68 Kraftverlauf im Zusammenhang mit der Faltung bei Probe P08 [eigene Darstellung]

Durch die Abbildung 68 wird der Kraftverlauf in Verbindung mit dem Faltungsvorgang dargestellt. Zu Beginn wird die Faltung mit einer achssymmetrischen Faltung [A] eingeleitet, die als Triggerkraft bezeichnet wird und das höchste Kraftniveau aufweist. Nachdem das Kraftmaximum überwunden ist, fällt das Niveau deutlich ab und führt zur Diamantfaltung [B]. Dabei ist das Kraftniveau deutlich niedriger als bei der Faltung [A], jedoch nur minimal höher als bei den Diamantfaltungen [C]; [D] und [E] dieses gesteigerten Anfangskraftniveaus der Faltung [B]. Dieses erhöhte Niveau der Faltung [B] tritt jedoch nicht bei jeder Probe auf, aber die erste Faltung nach der Auslösefaltung verläuft meist minimal anders als die nachfolgenden Faltungen. Die Faltungen [C]; [D] und [E] verlaufen in ihrem optischen und kraftmäßigen Verlauf sehr ähnlich. Die letzte Faltung [F] wird zwar begonnen, erreicht jedoch nicht das maximale Kraftniveau der Faltung [C]; [D] und [E], da die Energie der Fallmasse vollständig absorbiert wurde.



Abbildung 69 Probe P08, P18, P26 und eine unbeschädigte Probe (von links nach rechts)
[eigene Darstellung]

In Abbildung 69 sind vier Proben zu sehen. Dabei sind die Proben dem Temperaturbereich T-1, T-2 und T-3 von links nach rechts zuzuordnen bis zur rechten Probe, die nicht deformiert wurde. Zusätzlich wurde ein Bild der Draufsicht von Probe P08 eingefügt, welches die dreieckige Faltung von oben zeigt.

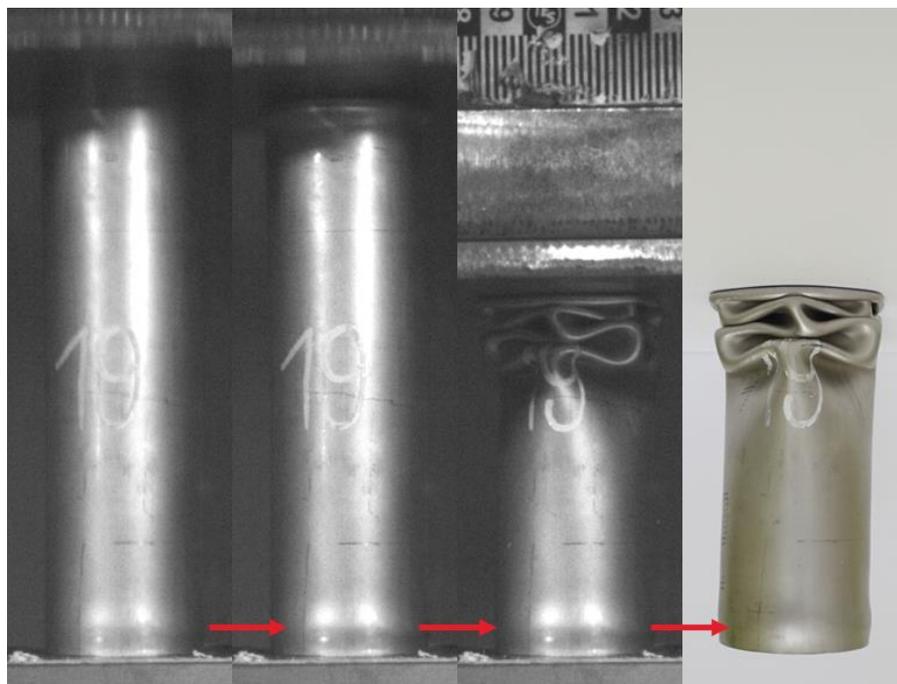


Abbildung 70 Probe P19 mit der anfänglicher Wölbung [eigene Darstellung]

Bei allen Proben auf der nicht deformierten Seite ist zudem eine beginnende Wölbung zu erkennen, die sich zu Beginn der Faltung bildet, siehe Abbildung 70. Es wird deutlich, dass sich die Wölbung gleichzeitig mit der ersten Faltung bildet und nach Abschluss dieser keine weitere Verformung an der Wölbung auftritt.



Abbildung 71 Probe P18, P38 und P17 (von links nach rechts) [eigene Darstellung]

Von den 34 bewerteten Versuchen zeigte sich nur bei zwei Proben ein achssymmetrische Faltungsverlauf, während sich alle anderen Proben mit einer Diamant-Dreiecksfaltung deformierten. Siehe hierzu Abbildung 71. Probe P18 zeigte den typischen Verlauf der Deformation. Am Anfang trat eine achssymmetrische Falte auf, dann ging die Verformung in eine Diamant-Dreiecksfaltung über. Im Gegensatz dazu weist die Probe P38 einen vollkommen achssymmetrischen Faltenverlauf auf, während P17 als einzige Probe zwei achssymmetrische Falten und danach zwei dreieckige Diamantfaltungen aufweist.

Tabelle 15 Durchschnittliche Faltungsanzahl [eigene Darstellung]

T-1	T-2	T-3
5,05 Faltungen	4,18 Faltungen	3,7 Faltungen

In der Tabelle 15 sind die durchschnittlichen Faltenanzahlen zu sehen, die die Deformationswege widerspiegeln. 56 % der Proben begannen sich an der Bodenplatte zu deformieren. Damit war der Faltungsbeginn gleichmäßig. Der Beginn der Faltung wird dabei hauptsächlich durch die Reibung zwischen dem Rohr und der jeweiligen Auflagefläche beeinflusst. Ein weiterer Faktor ist die Fase, die durch das Entgraten

der Rohre entsteht. Diese führt zu einer punktuellen Schwächung der Deformationsstruktur und hat somit einen essenziellen Einfluss auf die Faltungsform und den Faltungsbeginn.

Die ermittelten Kennwerte sind in Anlage 20 aufgeführt.

10 Messunsicherheiten

Um die möglichen Unsicherheiten und Abweichungen zu bewerten, müssen die entsprechenden Fehlerquellen analysiert werden. Diese werden nach BORNATH et al. [30, S. 3 bis 5] in zwei Hauptkategorien aufgeteilt: zufällige und systematische Abweichungen. Die zufälligen Abweichungen treten bei wiederholten Messungen derselben Größe auf. Systematische Abweichungen sind konstante Abweichungen, die durch mehrfache Messung einer Größe mit dem gleichen Aufbau nicht identifizierbar sind. Diese entstehen beispielsweise durch Toleranzen der Messmittel. Eine dritte Kategorie wird gemäß [31, S. 1] als Grobe Fehler bezeichnet. Diese treten bei Irrtümern, ungeeigneten Verfahren oder starken Störeinflüssen auf. Da diese jedoch ausgeschlossen werden konnten, werden sie in diesem Kapitel nicht weiter betrachtet.

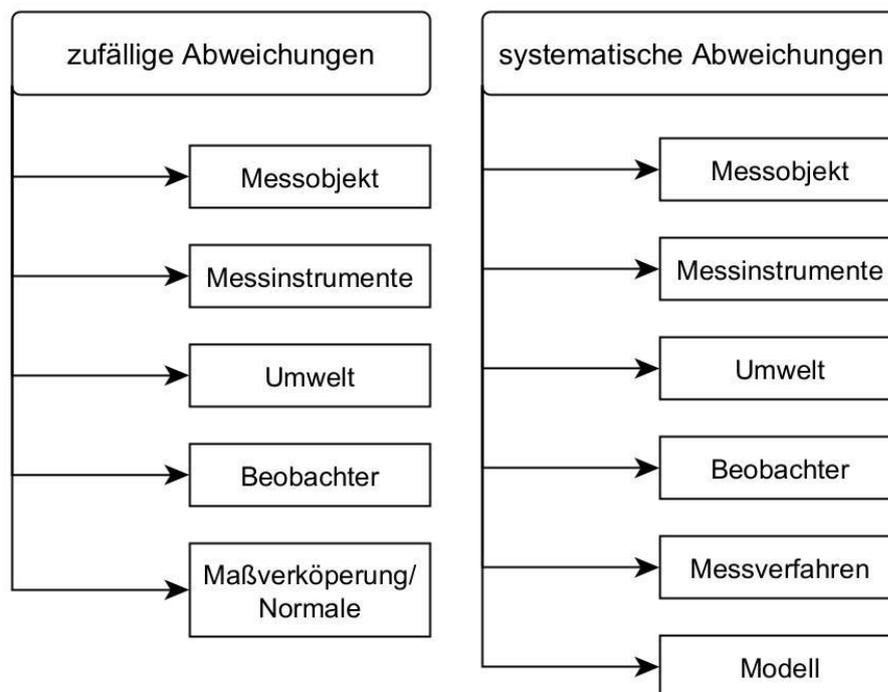


Abbildung 72 Einteilungen der Messunsicherheiten in Anlehnung an [30, S. 4 bis 5]

In der Abbildung 72 werden die Quellen der Abweichungen den entsprechenden Kategorien zugeordnet, wobei die Doppelungen der Quellen deutlich werden. Zum Beispiel können Messinstrumente aufgrund von Spannungsschwankungen einer Wechselstromquelle zufällige Abweichungen aufweisen, aber es kann auch eine systematische Abweichung aufgrund des Eigenverbrauchs des elektrischen Messgeräts entstehen.

Durch die Analyse der Versuchsdurchführung können verschiedene Fehlerquellen identifiziert werden.

Zu den zufälligen Abweichungen zählen:

- Messobjekt
 - Oberflächenrauheit aufgrund des manuellen Abdrehens der Proben
 - Grat aufgrund des Abdrehens der Proben
 - Punktuelle Schwächung durch Entgraten der Proben
 - Variation der Probenlänge
- Messinstrumente
 - Spannungs- und Frequenzschwankungen aufgrund einer Wechselstromquelle
- Umwelt
 - Temperaturschwankung durch Variation der Umgebungstemperatur
 - Unterschiedliche Oberflächenrauheit der Fallmassenauflage und der Bodenauflage
- Beobachter
 - Auflage der Probe
 - Zeitraum zwischen Temperaturmessung und Aufschlag der Fallmasse auf Probe

Systematischen Abweichungen:

- Messinstrumente
 - Toleranzen der Messmittel
 - Auflösung der gemessenen Größen
- Umwelt
 - Beeinträchtigung des Triangulationslasers durch Aufwirbelung von Fremdkörpern im Laserstrahl

- Schwankung aufgrund des Luftstoßes durch Fallmasse auf die Bodenplatte
- Modell
 - Abweichungen aufgrund der Umwandlung der elektronischen Messwerte in physikalische Größen

Durch diese Einflussfaktoren entstehen entsprechende Abweichungen zwischen den gemessenen und den realen Größen.

11 Vergleich der analytischen Berechnung, FEM-Simulation und der Versuche

Die gewonnenen Daten aus Kapitel 9.2 werden mit den Auslegungsdaten aus Kapitel 6.2 und 7.2 verglichen, um eine entsprechende Einschätzung zur Auslegungsmethode zu erhalten. Allerdings müssen zuerst Anpassungen an den entsprechenden Auslegungsmethoden vorgenommen werden, da zwar die Fallhöhe gleichgeblieben ist, aber die Masse erhöht wurde. Daher wurden die Auslegungsberechnungen an die neue Masse angepasst.

Tabelle 16 Vergleich des Deformationsweg im Temperaturbereich T-2 [eigene Darstellung]

	Analytische Berechnung	FEM-Simulation	Versuch
Deformationsweg	77,7 mm	70,6 mm	56 mm

In Tabelle 16 werden die entsprechenden Deformationswege verglichen und dabei sind deutliche Unterschiede zu erkennen. So benötigen beide Auslegungsmethoden deutlich höhere Deformationswege als bei den Versuchen benötigt. Durch die Annahme der symmetrischen Faltung bei beiden Auslegungsmethoden fällt die Axiallast niedriger aus als die bei den Versuchen ermittelte Axiallast, welche eine Dreiecksfaltung aufweist.

Die Anpassung der Faltungsform führte bei den verwendeten Materialmodellen zu einer deutlichen Erhöhung des Deformationswegs, sodass das Ergebnis unbefriedigend war, siehe Abbildung 73.

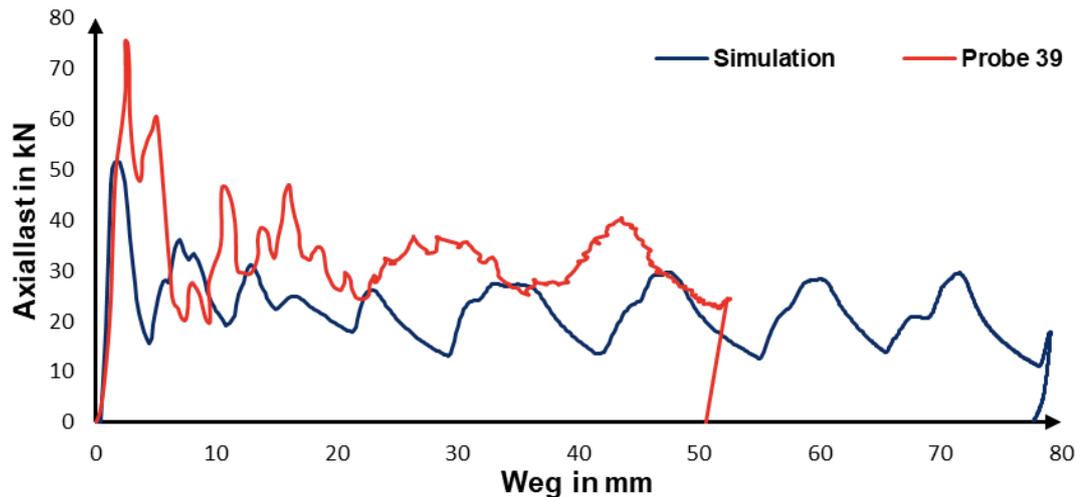


Abbildung 73 Vergleich der angepassten Simulation mit dem Ergebnis der Probe 39
[eigene Darstellung]

Nach Anpassung der Faltung wurde eine Literaturrecherche zu verschiedenen Johnson-Cook-Parametern für den entsprechenden Werkstoff durchgeführt. Das Rohr wurde als 1.4301 bestellt und unter der Kennung 1.4301/1.4307 geliefert. Die verschiedenen Parameter sind in Anlage 20 aufgelistet. Dabei wurde die beste Übereinstimmung mit den Versuchen mit dem Materialmodell G festgestellt, siehe Abbildung 74.

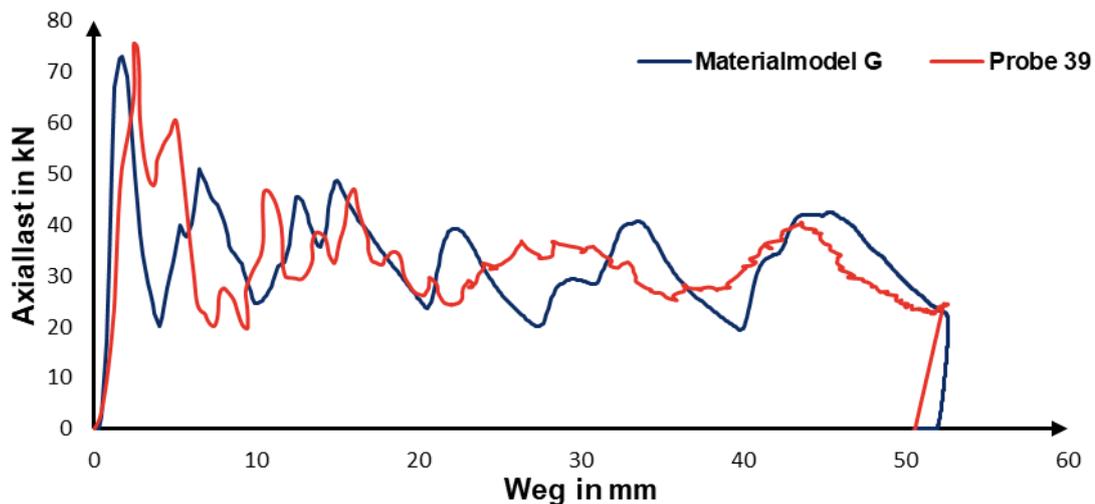


Abbildung 74 Vergleich FEM-Simulation mit Materialmodell G mit Ergebnis der Probe 39
[eigene Darstellung]

Zusätzlich wurden Zugversuche an einer nicht gestauchten Probe durchgeführt. Diese wurden mit einer INSTRON Universalprüfmaschine an der WHZ durchgeführt.



Abbildung 75 Zugproben, links Querproben und rechts Längsproben [eigene Darstellung]

In Abbildung 75 sind die geprüften Zugproben sowie das Rohr, aus dem sie ausgetrennt wurden, ersichtlich. Die Proben wurden sowohl längs als auch quer aus dem Rohr geschnitten. Dabei wurde deutlich, dass aufgrund des Herstellungsverfahrens ein inhomogenes Verhalten im Vergleich der Längs- und Querproben auftritt. Dies wird auch in Abbildung 76 deutlich.

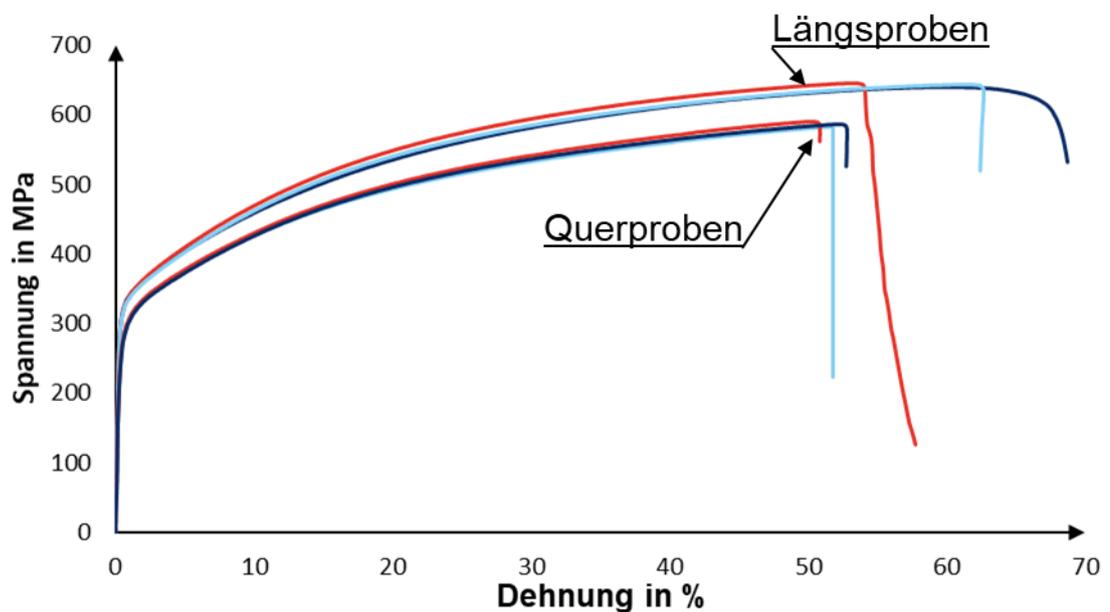


Abbildung 76 Spannung-Dehnungskurve [eigene Darstellung]

Diese Kennwerte müssen für die Anwendung als Johnson-Cook-Modell bzw. für die Anwendung anderer FEM-Materialmodelle in wahre Dehnung und wahre Spannung umgewandelt werden. Dies erfolgt mithilfe der Formel (51) und der Formel (52). [32]

$$\varepsilon_t = \ln(1 + \varepsilon_s) \quad (51)$$

$$\sigma_t = \sigma_s^{(1+\varepsilon_s)} \quad (52)$$

Dadurch wird die Spannungs-Dehnungs-Kurve im Abbildung 77 aufgearbeitet, was es ermöglicht, ein eigenes Johnson-Cook-Modell zu erstellen.

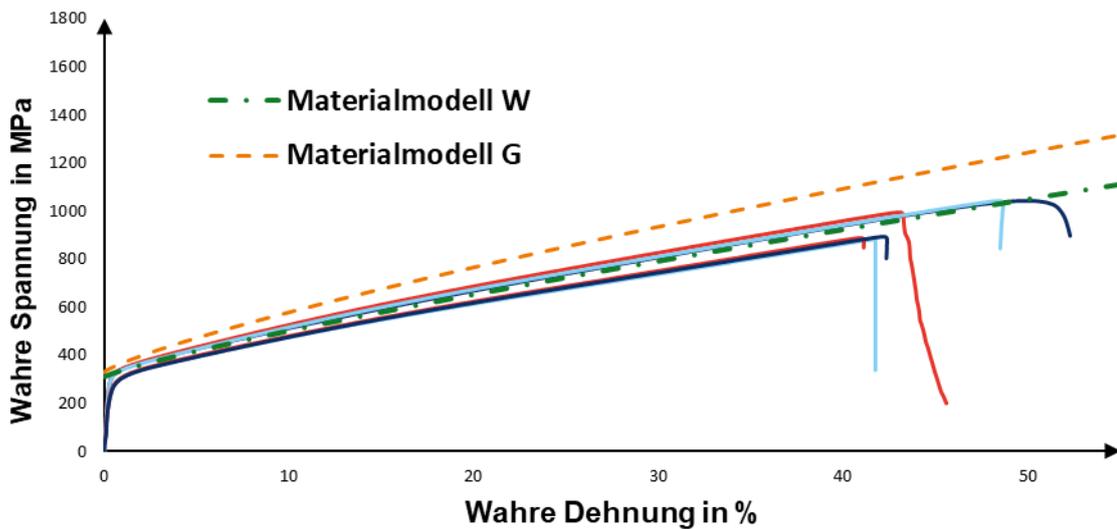


Abbildung 77 Wahre Spannung über der Wahren Dehnung mit den Materialmodellen G & W [eigene Darstellung]

Aus diesem Ergebnis wird deutlich, dass das Materialmodell G (aus Anlage 20) der realen Kurve bereits sehr ähnlich ist, jedoch das verwendete Modell zwischen den Spannungs-Dehnungs-Kurven der Längs- und Querproben liegt. Da das verwendete Materialmodell keine Unterscheidung zwischen Längs- und Querbelastung ermöglicht, wurde die beste Übereinstimmung zwischen den beiden Spannung-Dehnungskurven gefunden, was als Materialmodell W bezeichnet wurde, siehe Tabelle 17.

Tabelle 17 Johnson-Cook-Modell Vergleich [eigene Darstellung]

Kürzel	A [MPa]	B [MPa]	n [-]	C [-]	m [-]	$\varepsilon_{ref} \left[\frac{1}{S} \right]$
G	301	1472	0.807	0.09	0.623	0.001
W	310	1320	0.84	0.09	0.623	0.0026

Nachdem mit dem eigenen Materialmodell W gute Ergebnisse erzielt wurden, konnten nun die Simulationen in den drei Temperaturbereichen durchgeführt werden.

Es wurde festgestellt, dass das Ergebnis im Temperaturbereich T-1 kaum von den Simulationen im Temperaturbereich T-2 abwich, während die Abweichungen der Simulation im Bereich T-1 zu den Versuchsergebnissen größer waren. Dieser Fehler trat immer dann auf, wenn die initiale Temperatur unterhalb der im Materialmodell definierten Referenztemperatur lag.

Das Modell wurde so angepasst, dass die Referenztemperatur auf 260 K definiert wurde, sodass die Referenztemperatur unterhalb oder genau der minimalen Temperatur entsprach. Nach Anpassungen entstand somit das Materialmodell X, siehe Tabelle 18.

Tabelle 18 Materialmodell X [eigene Darstellung]

Kürzel	A [MPa]	B [MPa]	n [-]	C [-]	m [-]	ϵ_{ref} $\left[\frac{1}{s}\right]$	T_r [K]
X	380	1600	0.8	0.095	0.48	0.0026	260

Vergleicht man nun das Materialmodell X mit dem Materialmodell W und den Probeergebnissen, siehe Abbildung 78, so wird ersichtlich, dass das Materialmodell X eine höhere Steifigkeit als das Materialmodell W aufweist. Dabei orientiert sich das Materialmodell eher an den Längsproben als an den Querproben.

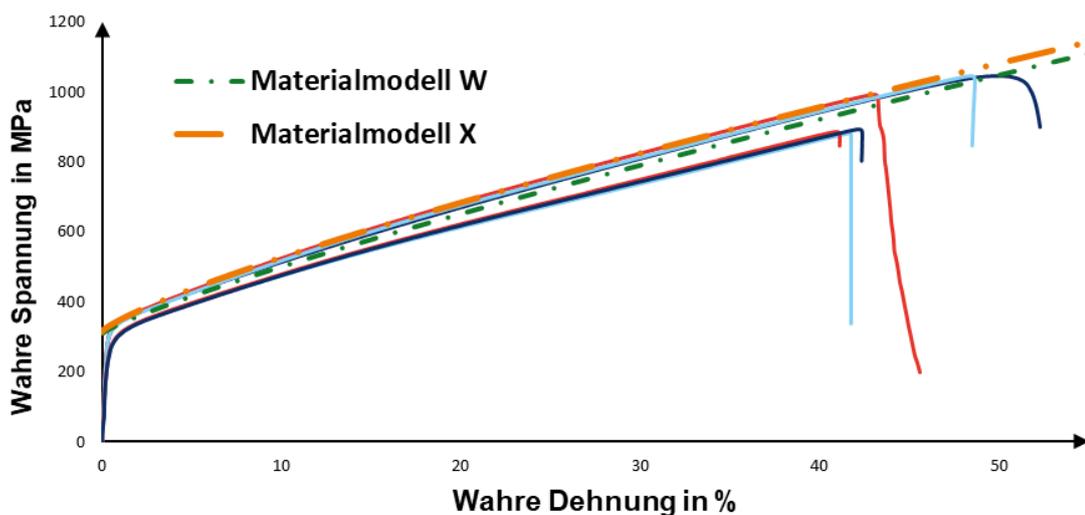


Abbildung 78 Vergleich Materialmodell W und X [eigene Darstellung]

Mit dem Materialmodell X wurden für die jeweiligen Temperaturbereiche eigene Simulationen durchgeführt. Dabei wurden die entsprechenden Temperaturen für die verschiedenen Temperaturbereiche festgelegt:

- Temperaturbereich 1 260 K
- Temperaturbereich 2 300 K
- Temperaturbereich 3 360 K

Die gewonnenen Simulationsergebnisse wurden anschließend mit entsprechenden Versuchsdaten verglichen.

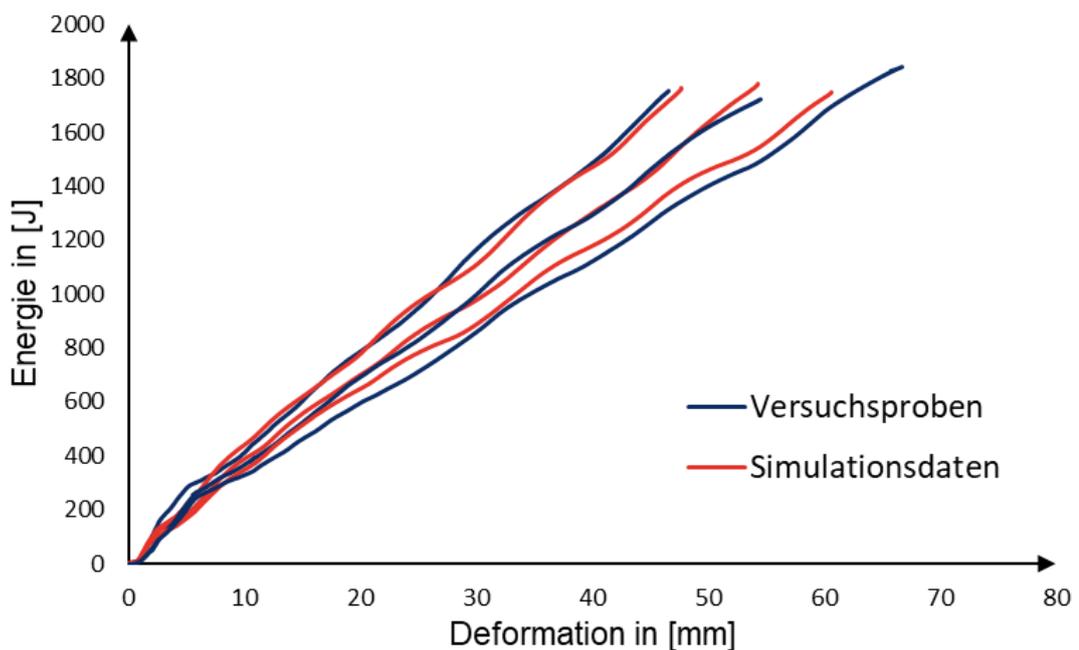


Abbildung 79 Energie über den Weg Verläufe [eigene Darstellung]

In Abbildung 79 werden die Energieverläufe über dem Deformationsweg verglichen. Die Verläufe für die Temperaturbereiche T-2 und T-3 weisen nur geringe Abweichungen auf, während bei dem Temperaturbereich T-1 deutlich größere Abweichungen zu erkennen sind.

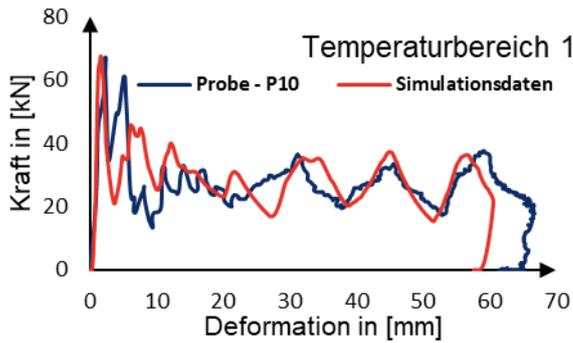


Abbildung 80 Kraftverlauf von T-1 [eigene Darstellung]

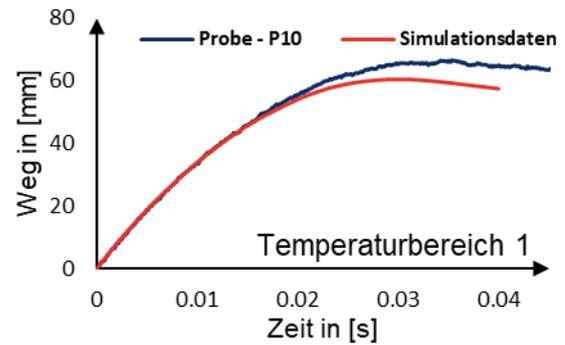


Abbildung 81 Wegverlauf T-1 [eigene Darstellung]

Die größten Abweichungen von den Probenergebnissen traten bei den Simulationen im Temperaturbereich T-1 auf. Dabei sind deutliche Unterschiede zwischen den Simulationen und den Versuchen erkennbar. Dies wird auch in Abbildung 80 und Abbildung 81 deutlich.

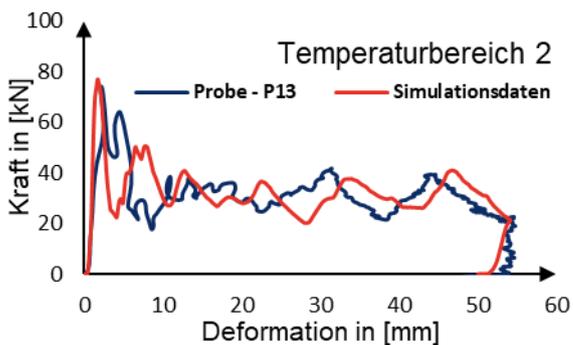


Abbildung 82 Kraftverlauf von T-2 [eigene Darstellung]

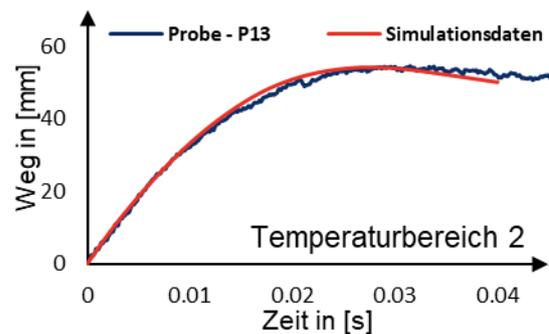


Abbildung 83 Wegverlauf T-2 [eigene Darstellung]

In der Abbildung 82 und Abbildung 83 sind die Ergebnisse für den Temperaturbereich T-2 zu sehen. Dabei liegt sowohl der Axiallastverlauf als auch der Wegverlauf deutlich näher an den Probenergebnissen.

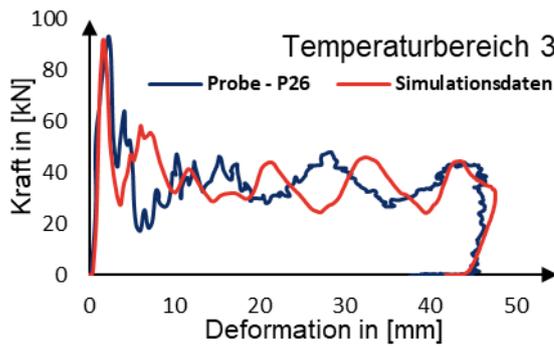


Abbildung 84 Kraftverlauf von T-3 [eigene Darstellung]

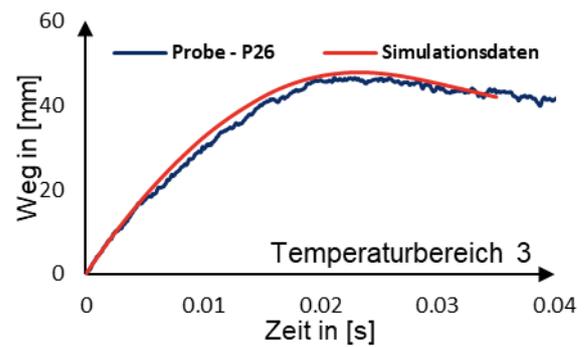


Abbildung 85 Wegverlauf T-3 [eigene Darstellung]

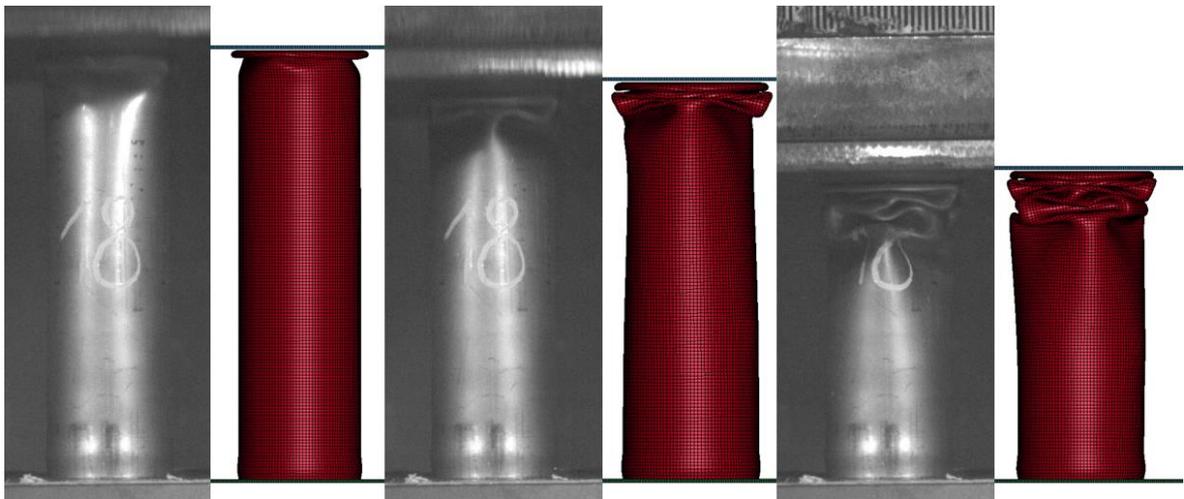
Für den Temperaturbereich T-3 wurde die Probe P26 als repräsentativer Vergleich ausgewählt. Anhand der Abbildung 84 und Abbildung 85 wird deutlich, dass bei der Simulation etwas mehr Weg benötigt um die Energie umzuwandeln. Der Verlauf der Axiallast zeigt leichte Unterschiede hinsichtlich der Weite der Axiallast über dem Weg.

Eine Zusammenfassung der Abweichungen ist in Tabelle 19 aufgeführt. Dabei werden die Simulationsdaten mit den durchschnittlichen Werten der Versuche verglichen. Hier wird auch wieder ersichtlich, dass die größten Abweichungen beim Temperaturbereich T-1 vorhanden waren.

Tabelle 19 Abweichungen der Simulationsergebnisse von den Mittelwerten [eigene Darstellung]

	Triggerkraft	Mittlere Axiallast	Deformationsweg
T-1 Versuch \emptyset	65,65 kN	26,63 kN	69,34 mm
T-1 Simulation	67,49 kN	28,96 kN	60,66 mm
Abweichung	2,80 %	8,75 %	12,52 %
T-2 Versuch \emptyset	76,63 kN	31,88 kN	56,01 mm
T-2 Simulation	77,00 kN	33,23 kN	54,24 mm
Abweichung	0,48 %	4,23 %	3,16 %
T-3 Versuch \emptyset	93,32 kN	37,32 kN	47,65 mm
T-3 Simulation	91,59 kN	37,10 kN	47,67 mm
Abweichung	1,85 %	0,59 %	0,04 %

In Abbildung 86 wird die Simulation T-2 mit der Probe P18 verglichen. Dabei wird ersichtlich, dass die Anfangsfaltung etwas von der Probe abweicht. Die restlichen Falten verlaufen jedoch sehr ähnlich zu den Versuchen.

**Abbildung 86 Vergleich der Simulation mit den Probe 18 [eigene Darstellung]**

Ein Ausschnitt des verwendeten Keywords (LS-Dyna-Datei) wird in Anlage 22 mit der Referenztemperatur 300 K beigelegt.

12 Fazit

Diese Arbeit hat sich insbesondere mit dem Edelstahlwerkstoff 1.4301/1.4307 beschäftigt, der als Werkstoff für einen Crashabsorber verwendet wurde. Die Versuche bestätigten die grundsätzliche Eignung dieses Werkstoffs als Crash-Absorber.

Der Einfluss der Temperatur war deutlich messbar. Es konnte nachgewiesen werden, dass bei diesem speziellen Werkstoff schon bei geringen Temperaturdifferenzen (minimale vorhandene Temperaturdifferenz: 33,7 K) deutlich veränderte Crasheigenschaften vorhanden sind.

Dies sollte deutlich machen, dass die Eignung eines Crashabsorbers auch im Zusammenhang mit der Temperatur geprüft werden sollte. Durch die unterschiedlichen Beschleunigungen (siehe Abbildung 58) haben Temperaturen einen Einfluss auf die Insassenbeschleunigung. Außerdem variiert die Axiallast stark. Diese steigt bei niedrigen Temperaturen deutlich an, wodurch sich der benötigte Deformationsweg verkürzt.

Bei dieser Arbeit wurde deutlich, dass eine vorherige Materialprüfung für eine FEM-Berechnung unerlässlich ist, da sich die verschiedenen Materialdaten aus der Literatur deutlich unterscheiden (siehe Anlage 20).

Außerdem wurde festgestellt, dass das Materialmodell MAT 107 im Programm LS-Dyna ungeeignet ist für den Einsatz in Crash-Simulationen mit großen Verformungen. Das Johnson-Cook-Modell, mit der Bezeichnung MAT 015, wurde als deutlich stabiler für Crash-Simulationen mit großen Verformungen eingestuft.

Für weitere Untersuchungen in diesem speziellen Anwendungsfall wäre es empfehlenswert, bei den Versuchen eine Thermokamera einzusetzen, um auch die Eigen Erwärmung bei der Deformation aufzeichnen zu können und mit der Simulation in Übereinstimmung zu bringen.

Für genauere Untersuchungen sollten crashrelevante Bauteile und eine präzisere Aufzeichnung der Erwärmung spezieller Komponenten verwendet werden. Da die Erwärmung von verschiedenen Einflüssen, wie dem Abstand zum Motoraggregat und der Anströmung des Fahrwinds abhängt, erwärmen sich die Strukturen auch nicht gleichmäßig. Bei größeren Strukturen können größere Temperaturunterschiede auftreten, die sich auf die Crasheigenschaften auswirken können.

Für eine bessere Übereinstimmung der Simulationsergebnisse mit den Versuchen müsste das Materialmodell weiter verfeinert werden. Dabei ist der thermische Erweichungsexponent m besser einzustellen, um die großen Abweichungen im Temperaturbereich T1 zu reduzieren. Sollten das Parameter Verfestigungsmodul C der Deformation angepasst werden.

Bei den Untersuchungen wurde zudem ein stark vereinfachter Aufbau verwendet, um mögliche Einflüsse von Schweißnähten, Umformungen usw. zu reduzieren. Reale Crashabsorbersysteme erfordern sowohl lösbare als auch unlösbare Verbindungen zur Befestigung sowie Umformvorgänge, um die gewünschte Geometrie zu erreichen. Um ein realistisches Bild des Einflusses bei Fahrzeugen zu erhalten, wäre es erforderlich, zusätzliche Komponenten aus verschiedenen Werkstoffen einzubeziehen. Dabei ist es unerlässlich, das Zusammenspiel der verschiedenen Komponenten zu untersuchen.

Daher dient diese Arbeit als Ausgangspunkt für die Untersuchung des Einflusses der Temperatur auf metallische Strukturen, die Crashbelastungen ausgesetzt sind.

13 Literaturverzeichnis

- [1] Statistisches Bundesamt. „Anzahl der Straßenverkehrsunfälle in Deutschland nach Ortslage von 1991 bis 2022.“ <https://de.statista.com/statistik/daten/studie/155372/umfrage/unfaelle-in-baustellenbereichen-ausserhalb-deutscher-ortschaften/> (Zugriff am: 29. November 2023).
- [2] Statistisches Bundesamt. „Durchschnittliches Leergewicht neu zugelassener Personenkraftwagen in Deutschland von 2012 bis 2022.“ <https://de.statista.com/statistik/daten/studie/12944/umfrage/entwicklung-des-leergewichts-von-neuwagen/>
- [3] A. Elmarakbi, Hg. *Advanced composite materials for automotive applications: Structural integrity and crashworthiness* (Automotive series). Chichester, West Sussex, United Kingdom: John Wiley & Sons Inc, 2014. [Online]. Verfügbar unter: <http://search.ebscohost.com/login.aspx?direct=true&scope=site&db=nlebk&db=nlabk&AN=647544>
- [4] Nico Feindler, „Charakterisierungs- und Simulationsmethodik zum Versagensverhalten energieabsorbierender Faserverbundstrukturen,“ Dissertation, Technische Universität München, München, 2012.
- [5] Qihua Ma, Yibin Zha, Boyan Dong Xuehui Gan, „Structure design and multiobjective optimization of CFRP /aluminum hybrid crash box,“ *Polymer Composites*, Jg. 41, Nr. 10, S. 4202–4220, 2020, doi: 10.1002/pc.25705.
- [6] Hassan Alshahrani, Tamer A. Sebaey, Mahmoud M. Awd Allah Marwa A. Abd El - baky, „Metal/polymer composite cylinders for crash energy absorption applications,“ *Polymer Composites*, Jg. 43, Nr. 12, S. 8771–8783, 2022, doi: 10.1002/pc.27060.
- [7] Mario Boreanaz, Giovanni Belingardi, F. Maia, „Application of the origami shape in the development of automotive crash box,“ *Material Design & Processing Communications*, Jg. 2, Nr. 4, S. 392, 2020, doi: 10.1002/mdp2.181.
- [8] Evelin Ratte, Sven Leonhardt, Wolfgang Bleck, Markus Franzen, Peter Urban, „Energy Absorption Behaviour of Austenitic and Duplex Stainless Steels in a

- Crash Box Geometry," *Steel Research International*, Nr. 77, S. 692–697, 2006.
- [9] Noah Löschau, „Technische Studie zur Simulation von crashbelasteten Metallstrukturen unter Temperatureinfluss," Studienarbeit, Kraftfahrzeugtechnik, Westsächsische Hochschule Zwickau, Zwickau, 2022.
- [10] Andreas Böhmer Jörg Uelhoff, "Crashbox," DE 10 2013 109 434 A1, 10 2013 109 434.1, Apr 30, 2014.
- [11] Joon Y. Sung Kyonggi Yongin, "Crashbox für ein Kraftfahrzeug," DE 11 2008 000 555 T5, Sep 12, 2008.
- [12] Matthias Kröger, „Methodische Auslegung und Erprobung vom Fahrzeug-Crashstrukturen," Dissertation, Universität Hannover, Hannover, 2002.
- [13] F. Kramer, Hg. *Integrale Sicherheit von Kraftfahrzeugen: Biomechanik - Simulation - Sicherheit im Entwicklungsprozess ; mit 55 Tabellen*, 4. Aufl. (ATZ/MTZ-Fachbuch). Wiesbaden: Springer Vieweg, 2013. [Online]. Verfügbar unter: <http://dx.doi.org/10.1007/978-3-8348-2608-4>
- [14] L. Morello, L. R. Rossini, G. Pia, A. Tonoli, *The Automotive Body: Volume II: System Design* (Mechanical Engineering Series 0). Dordrecht: Springer Netherlands, 2011.
- [15] Włodzimierz Abramowicz Norman Jones, „Dynamic axial crushing of circular tubes," *International Journal of Impact Engineering*, Jg. 2, Nr. 3, S. 263–281, 1984, doi: 10.1016/0734-743X(84)90010-1.
- [16] Włodzimierz Abramowicz Norman Jones, „Dynamic axial crushing of square tubes," *International Journal of Impact Engineering*, Jg. 2, Nr. 2, S. 179–208, 1984, doi: 10.1016/0734-743X(84)90005-8.
- [17] J. M. Alexander, „AN APPROXIMATE ANALYSIS OF THE COLLAPSE OF THIN CYLINDRICAL SHELLS UNDER AXIAL LOADING," *The Quarterly Journal of Mechanics and Applied Mathematics*, Jg. 13, Nr. 1, S. 10–15, 1960, doi: 10.1093/qjmam/13.1.10.
- [18] Włodzimierz Abramowicz Norman Jones, „Dynamic progressive buckling of circular and square tubes," *International Journal of Impact Engineering*, Jg. 4, Nr. 4, S. 243–270, 1986, doi: 10.1016/0734-743X(86)90017-5.

- [19] J. A. C. Ambrosio, Hg. *Crashworthiness: Energy Management and Occupant Protection* (International Centre for Mechanical Sciences, Courses and Lectures 423). Vienna, s.l.: Springer Vienna, 2001. [Online]. Verfügbar unter: <http://dx.doi.org/10.1007/978-3-7091-2572-4>
- [20] *Werkstoffdatenblatt 1.4301*. Zugriff am: 27. Juli 2022. [Online]. Verfügbar unter: https://ucpcdn.thyssenkrupp.com/_legacy/UCPthyssenkruppBAMXAustria/assets.files/download/rsh_datenblatt_4301.pdf
- [21] Shaogang Jia, Qinghua Tan, Jiayi Ye, Zhiwen Zhu Zhigang Jiang, „Experiments on dynamic mechanical properties of austenitic stainless steel S30408 and S31608,“ *Journal of Constructional Steel Research*, Jg. 179, Nr. 2, S. 106556, 2021, doi: 10.1016/j.jcsr.2021.106556.
- [22] Livermore Software Technology Corporation, *LS-Dyna KEYWORD USER'S MANUAL: Volumen II Material Models*, r:14196.
- [23] Tongyang Li, Bin Zhao, Xiqun Lu, Hanzhang Xu Dequan Zou, „A Comparative Study on Johnson Cook, Modified Zerilli-Armstrong, and Arrhenius-Type Constitutive Models to Predict Compression Flow Behavior of SnSbCu Alloy,“ *Materials (Basel, Switzerland)*, Early Access. doi: 10.3390/ma12101726.
- [24] G. R. Johnson W. H. Cook, „A CONSTITUTIVE MODEL AND DATA FOR METALS SUBJECTED TO LARGE STRAINS, HIGH STRAIN RATES AND HIGH TEMPERATURES,“ *Proceedings 7th International Symposium on Ballistics*, S. 541–547, 1983.
- [25] Mayer Thomas, Barth Stefan Ringhand Dirk, „Schädigungsvorhersage mit dem Johnson-Cook-Modell,“ 2015.
- [26] Takada Kenji, Sato Kentaro Ma Ninshu, „Fracture Prediction of High Strength Steels with Ductile Fracture Criterion and Strain Depent Model of Anisotropy,“ in *12th International LS-DYNA Users Conference*. Zugriff am: 26. Juli 2022. [Online]. Verfügbar unter: www.dynalook.com/conferences/12th-international-ls-dyna-conference
- [27] Mahdi Bari, „A finite element study of shell and solid element performance in crashbox simulations,“ Bachelor Arbeit, Department of Engineering Science, University West, Trollhättan, Schweden, 2015.

- [28] Anton Kuznetsov, Igor Telichev Christine Q. Wu, „Effect of Thin-walled Tube Geometry on Its Crashworthiness Performance,“ in *14th International LS-DYNA Users Conference*, 2016. [Online]. Verfügbar unter: <https://www.dyna-look.com/conferences/14th-international-ls-dyna-conference/simulation/effect-of-thin-walled-tube-geometry-on-its-crashworthiness-performance>
- [29] E. H. A. Manaf, M. T. A. Rahman, A. R. A. Syayuthi, F. Mat. A. Rahman, „Crashworthiness analysis of empty singular aluminium tubes with varying shapes in LS-Dyna,“ in Ho Chi Minh, Vietnam, 2018, S. 1–6, doi: 10.1063/1.5066756.
- [30] T. Bornath und G. Walter, *Messunsicherheiten – Grundlagen*. Wiesbaden: Springer Fachmedien Wiesbaden, 2020.
- [31] „Hinweise zur Durchführung einer Fehlerbetrachtung,“ TU Chemnitz, Chemnitz.
- [32] dynasupport. „From engineering to true strain, true stress.“ <https://www.dynasupport.com/howtos/material/from-engineering-to-true-strain-true-stress> (Zugriff am: 21. November 2023).
- [33] Partslink. „Anlage 4 Audi A6 C8 Bildtafel 807-000.“ https://www.partslink24.com/p5/1.7.18/p5.html#%2Fp5vwag~audi_parts~de~~~14831~~eyJwljoiYm9tli-wiYil6li9wNXZ3YWcvZXh0ZXJuL2JvbS9tZG-wiLCJlcCI6WyJjYXRhbG9nTWFya2V0PVJJEVylsImVwaXNUeX-BIPTQzMCIsImZhbWlseUt-leT05MTE1MSIsImIsbHVzdHJhdGlvbklkPTI1NTczNjcwliwibGFuZz1kZSIsImxvY2FsTWFya2V0T25seT10cnVlliwibWFpbmdyb3VwPTgiLCJtb2RlbFI-IYXI9MjAyNCIsIm9yZGluYWxOdW1iZXI9MilsInBhcn-REZXRhaWxzTWFya2V0PVJJEVylsInN-lcnZpY2VOYW11PWF1ZGlfYGFydHMiLCJ1cGRzPTIwMjMtMDEtMjAtLTAwLTA1I1l0sIndzljpbeyJ3aWQiOiJib21saXN0IiwicGF0aCI6IilsImI-kljoiMjU1NzY2MzliLCJlcCI6WzAsMSwyLDMsNCw1LDYsNyw4LDksMTAsMTFdfV19 (Zugriff am: 29. Januar 2023).
- [34] Partslink. „BMW 7‘ G70 Bildtafel 51 B159.“ <https://www.partslink24.com/p5/1.7.17/p5.html>

- #%2Fp5bmw~bmw_parts~de~~1001011~~~eyJwljoiYm9tli-
wiYil6li9wNWJtdy9leHRlcm4vYm9tL21kbClsmVwljpbImJ0bnI9NTffQjE1O-
SlsmhnPTUxli-
wibGFuZz1kZSlsm1kbD03JTI3liwibW9kZWxUeXBIPUc3MClsm1vc3BpZD0
2MzAwMSlsmInJlcze9TGltliwicmVzMj03MzVpli-
wicmVzMz1FQ0UiLCJzZXJ2aWNITmFtZT1ibXdfcGFydHMiLCJ1cGRzPTlwMj
ItMTItMjEt-
LTE1LTE2Il0sIndzljpbeyJ3aWQiOiJib21saXN0liwicGF0aCI6lilsmkljoiNzk3li
wiZXAiOlswLDEsMiwzLDQsNSw2LDcsOCw5LDEwXX1dfQ%3D%3D (Zugriff
am: 29. Januar 2023).
- [35] Partslink. „Anlage 6 Ford Focus CGE Bildtafel 119.” https://www.parts-link24.com/ford/fordp_parts/image-board.action?bomId=CGE5011905C&catCode=CGE&engineAvsCode=ENZ20&gearboxAvsCode=_all_&lang=de&mainGroupId=CGE5&modelFamily=Focus&startup=false&subGroupId=CGE50119&mode=A0LW0DEDE&upds=2023.01.25+15%3A51%3A43+CET (Zugriff am: 29. Januar 2023).
- [36] Partslink. „Mitsubishi Outlander GM Bildtafel 42-010.” https://www.parts-link24.com/mitsubishi/mmc_parts/image-board.action?mode=A0LW0DEDE&upds=789&lang=de&bomId=142_010D00970Y&catalogId=B60AJ503A&modelId=GM4W&subGroupId=010&vehicleFamilyId=21&classificationId=XTXCZL6Z&mainGroupId=42 (Zugriff am: 29. Januar 2023).
- [37] Partslink. „Renault SCENIC IV JFA Bildtafel 411010.” https://www.parts-link24.com/renault/renault_parts/image-board.action?catalog=1809&groupOid=32&imageBoardNumber=411010&lang=de&maingroupOid=2&modelType=JFA&modelTypeEngineGearboxOid=4&modelTypeEngineOid=2&startup=false&subgroupOid=163&mode=A0LW0DEDE&upds=2021.04.06+08%3A13%3A39+CEST (Zugriff am: 29. Januar 2023).
- [38] ETEKCITY. „Produktdatenblatt Lasergrip 774.” <https://www.etekcity.com/products/infrared-thermometer-lasergrip-774> (Zugriff am: 2. November 2022).
- [39] Sampsa V. Laakso, Tao Zhao, Mathias Agmell, Andrew Hrechuk Jan-Eric Ståhl, „Too Sharp for its Own Good - Tool Edge Deformation Mechanisms in

- the Initial Stages of Metal Cutting, “ *Procedia Manufacturing*, Jg. 11, S. 449–456, 2017, doi: 10.1016/j.promfg.2017.07.135.
- [40] H. Wittel, *ROLOFF/MATEK MASCHINENELEMENTE: Normung, berechnung, gestaltung*. [S.I.]: MORGAN KAUFMANN, 2021.
- [41] MICRO-EPSILON MESSTECHNIK GmbH & Co. KG. „optoNCDT 1760-1000.” <https://www.micro-epsilon.de/download/products/cat--optoNCDT--de.pdf> (Zugriff am: 16. August 2023).
- [42] Optronis Optronis GmbH. „Datenblatt CamRecord-CR Serie CR600x2.” https://optronis.com/wp-content/uploads/2018/09/CR600X2_de_F.pdf (Zugriff am: 17. August 2023).
- [43] PeakTech. „Auszug aus Bedienungsanleitung PeakTech 3440.” https://www.peaktech.de/media/d2/04/c7/1685518923/PeakTech_3440_05-2023_DE-EN.pdf
- [44] PeakTech. „Datenblatt PeakTech® P TF-30 Oberflächenfühle.” <https://www.peaktech.de/datasheet/77f0b8dcb9f643a399378f25b3556e71> (Zugriff am: 18. August 2023).
- [45] M. A. Bevan et al., „Mechanical Properties and Behavior of Additive Manufactured Stainless Steel 316L,“ in *Characterization of Minerals, Metals, and Materials 2017* (The Minerals, Metals & Materials Series), S. Ikhmayies et al., Hg., Cham: Springer International Publishing, 2017, S. 577–583.
- [46] Nikolaos E. Karkalos Angelos P. Markopoulos, „Determination of Johnson-Cook material model parameters by an optimization approach using the fireworks algorithm,“ *Procedia Manufacturing*, Jg. 22, S. 107–113, 2018, doi: 10.1016/j.promfg.2018.03.017.
- [47] Bo Song Brett Sanborn, „Relationship of compressive stress-strain response of engineering materials obtained at constant engineering and true strain rates,“ *International Journal of Impact Engineering*, Jg. 119, S. 40–44, 2018, doi: 10.1016/j.ijimpeng.2018.05.001.
- [48] G. Brock, J. Saelzer D. Biermann, „Finite element analysis of the surface finishing of additively manufactured 316L stainless steel by ball burnishing,“ *Procedia CIRP*, Jg. 117, S. 287–292, 2023, doi: 10.1016/j.procir.2023.03.049.

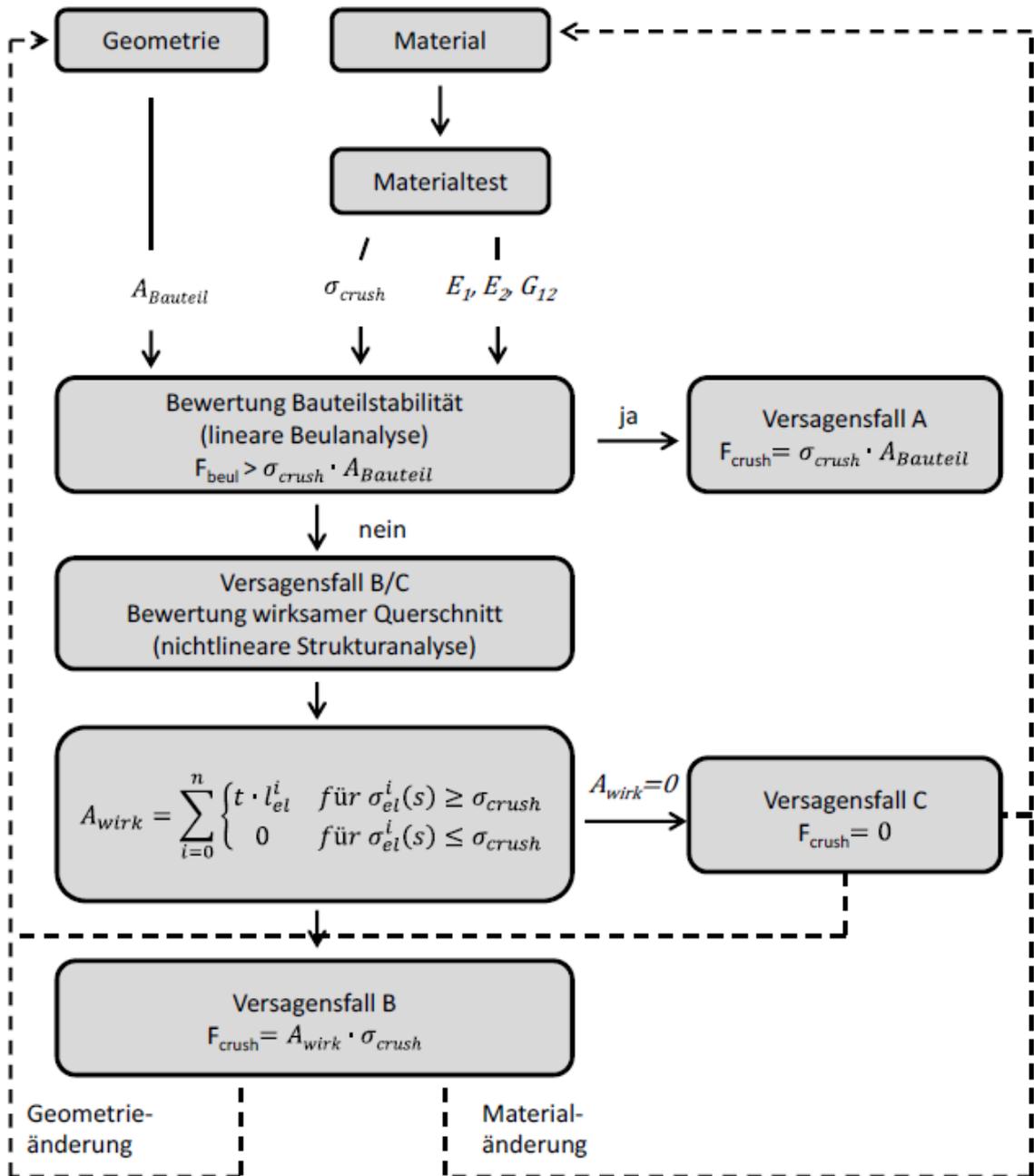
- [49] D. Björkström. „FEM simulation of Electrohydraulic Forming.” <https://api.semanticscholar.org/CorpusID:202549189> (Zugriff am: 21. November 2023).
- [50] Ahmed Elkaseer, Ali Abdelaziz, Mohammed Saber Ahmed Nassef, „FEM-Based Study of Precision Hard Turning of Stainless Steel 316L,“ *Materials (Basel, Switzerland)*, Jg. 12, Nr. 16, S. 2522, 2019, doi: 10.3390/ma12162522.
- [51] P. Krasauskas, S. Kilikevičius, R. Česnavičius D. Pačenga, „Experimental analysis and numerical simulation of the stainless AISI 304 steel friction drilling process,“ *mech*, Jg. 20, Nr. 6, 2015, doi: 10.5755/j01.mech.20.6.8664.
- [52] D. M. Davis, *Finite Element Modeling of Ballistic Impact on a Glass Fiber Composite Armor*, 2012.
- [53] Zichuan Zou, Lin He, Tao Zhou, Wenqian Zhang, Pengfei Tian Xiaorong Zhou, „Research on inverse identification of johnson-cook constitutive parameters for turning 304 stainless steel based on coupling simulation,“ *Journal of Materials Research and Technology*, Jg. 23, S. 2244–2262, 2023, doi: 10.1016/j.jmrt.2023.01.090.
- [54] Amor Benmeddour, „Experimental Investigation and Numerical Prediction of the Effects of Cutting Tool Geometry During Turning of AISI 316L Steel,“ *Period. Polytech. Mech. Eng.*, Jg. 65, Nr. 4, S. 293–301, 2021, doi: 10.3311/PPme.16844.
- [55] D. Umbrello, R. M'Saoubi J. C. Outeiro, „The influence of Johnson–Cook material constants on finite element simulation of machining of AISI 316L steel,“ *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, Jg. 47, 3-4, S. 462–470, 2007, doi: 10.1016/j.ijmachtools.2006.06.006.
- [56] M. Rangapuram, S. K. Dasari, S. P. Isanaka, M. F. Buchely, J. W. Newkirk K. Chandrashekhara, „Calibration of the Johnson-Cook Material Model for Additively Manufactured 304L SS Parts: Modeling and Experiments,“ 2022, doi: 10.26153/tsw/44576.

VI Verzeichnis der Anlagen

Anlage 1	Beulenanalyse	XXIV
Anlage 2	Auszug aus DE 10 2013 109 434 A1	XXV
Anlage 3	Auszug aus DE 11 2008 000 555 T5	XXVI
Anlage 4	Audi A6 C8 Bildtafel 807-000	XXVII
Anlage 5	BMW 7' G70 Bildtafel 51 B159.....	XXVIII
Anlage 6	Ford Focus CGE Bildtafel 119	XXIX
Anlage 7	Mitsubishi Outlander GM Bildtafel 42-010.....	XXX
Anlage 8	Renault SCENIC IV JFA Bildtafel 411010.....	XXXI
Anlage 9	Produktdatenblatt ETEKCITY–Lasergrip 774.....	XXXII
Anlage 10	Messwerte Temperaturbereich	XXXIII
Anlage 11	Materialmodell MAT107 für 1.4301	XXXVII
Anlage 12	LS-Dyna Keyword zur Auslegung	XXXVIII
Anlage 13	Vorversuchsproben Zuordnung.....	XL
Anlage 14	Triangulationslaser - OptoNCDT 1760-1000.....	XLI
Anlage 15	Box-Whisker-Plot	XLIII
Anlage 16	Vorversuch Daten	XLVII
Anlage 17	Hochgeschwindigkeitskamera CR600x2.....	XLVIII
Anlage 18	Auszug PeakTech® 3440 Technische Daten.....	L
Anlage 19	Auszug PeakTech® R TF-30 Datenblatt.....	LIII

Anlage 20	Zusammenfassung der Versuchsdaten unter Temperatureinfluss	LIV
Anlage 21	Johnson-Cook-Modelle	LVI
Anlage 22	LS-Dyna Keyword für Vergleichs Simulation.....	LVII

Anlage 1 Beulenanalyse



FEINDLER [4, S. 77]

Anlage 2 Auszug aus DE 10 2013 109 434 A1

[0037] Die Fig. 1 bis Fig. 3 und Fig. 6 bis Fig. 9 zeigen eine Crashbox zur Eingliederung in einen Fahrzeugaufbau, insbesondere zwischen ein Fahrzeugstrukturbauteil und ein daran angebrachtes Karosseriebauteil, bestehend aus zwei Adapterplatten 1 und einem Deformationsbereich 2, welcher zwischen den Adapterplatten 1 vorgesehen ist.

[0038] Der Deformationsbereich 2 besteht aus mehreren sich mit ihren Seitenflächen aneinander abstützenden, hohlen Formteilen, die mindestens formschlüssig miteinander verbunden sind. Die hohlen Formteile bestehen aus Abschnitten 3 von Strangpressprofilen 12, die an mindestens zwei gegenüberliegenden Seitenflächen 4 zum Formschluss geeignete Außenkonturen 5 aufweisen. Die Abschnitte 3 liegen mit den Außenkonturen 5 aneinander und sind in formschlüssigem Eingriff.

[0039] Fig. 1 zeigt die Adapterplatten 1, welche stranggepresste Plattenabschnitte sind, die auf der den Abschnitten 3 zugewandten Plattenflächen in Plattenlängsrichtung verlaufende zum Formschluss mit der Außenkontur 5 der Abschnitte 3 geeignete Kontur 6 aufweisen und jeweils mit der Außenkontur 5 eines Abschnitts 3 in formschlüssigem Eingriff sind. Um ein Verrutschen der Abschnitte in der endgültigen Sollposition zu verhindern, sind die Berührungskanten 11 der Abschnitte 3 in diesem Ausführungsbeispiel mit dem jeweiligen benachbarten Abschnitt 3 bzw. mit den Adapterplatten 1 stoffschlüssig, beispielsweise durch Schweißen, verbunden. Die Schweißbereiche verlaufen nur über kurze Teilbereiche der Berührungskanten 11, was die Herstellung erleichtert und die Schweißdauer verkürzt. Die Fig. 2 und Fig. 3 zeigen die einzelnen Module der Crashbox und wie diese miteinander schubverbindbar sind. Dabei sind als äußere Begrenzung jeweils die Adapterplatten 1 vorgesehen, wobei die an der Fahrzeugkarosseriestruktur zu befestigende Adapterplatte 1 mit dem längsten Abschnitt 3 verbunden wird und die am Karosseriebauteil mit dem kürzesten Abschnitt 3. Die Anzahl der Abschnitte 3 kann je nach Fahrzeugmodell und Anforderung an das Crashverhalten variieren. Auch die Länge der Abschnitte 3 kann nach Bedarf gewählt werden.

Anlage 3 Auszug aus DE 11 2008 000 555 T5

[0035] **Fig. 7** und **Fig. 8** sind numerische Diagramme, die jeweils die Aufpralländerung und Belastungsänderungskurven bei einem Kollisionsversuch zeigen, der mit der Crashbox der vorliegenden Erfindung und der aus dem Stand der Technik bekannten Crashbox durchgeführt wurde.

[0036] Wie in **Fig. 1** bis **Fig. 6** gezeigt, ist ein Crashbox-Element **20** für ein Fahrzeug gemäß der vorliegenden Erfindung mit expansionsverhindernden Verstärkungsrippen **31** vertikal an Stellen montiert, die Senken **22** in dem Crashbox-Element **20** entsprechen, so dass verhindert werden kann, dass das Crashbox-Element **20** bei einer Kollision in der Expansionsrichtung verformt und beschädigt wird.

[0037] Das Crashbox-Element **20** ist aus Stahl in der Form eines hohlen Wellrohres mit sich unter einem gleichförmigen Steigungswinkel wiederholenden Erhöhungen **21** und Senken **22** ausgebildet und zwischen einem rückseitigen Träger und einem Seitenbauteil montiert.

[0038] Das Crashbox-Element **20** ist innen mit den expansionsverhindernden Verstärkungsrippen **31** montiert, wobei die expansionsverhindernden Verstärkungsrippen **31** an Stellen befestigt sind, die den Senken **22** des Crashbox-Elements **20** entsprechen.

[0039] Die expansionsverhindernden Verstärkungsrippen **31** sind aus technischen Kunststoffen und Nylonharzmaterialien mit hoher Festigkeit gebildet, wobei die expansionsverhindernden Verstärkungsrippen **31** wiederholt jeweils an den Stellen montiert sind, die den Senken **22** des Crashbox-Elements **20** entsprechen, wie in **Fig. 4** gezeigt ist.

[0040] Zu diesem Zeitpunkt sind die expansionsverhindernden Verstärkungsrippen **31** vertikal an jeder der Senken **22** montiert, und ein Klebstoffmittel wird zwischen die expansionsverhindernden Verstärkungsrippen **31** und die Senken **22** gefüllt, damit sie miteinander verkleben.

[0041] Die expansionsverhindernden Verstärkungsrippen **31** verhindern, dass das Crashbox-Element **20** zerspringt und sich in der Expansionsrichtung ausbreitet, wenn das Crashbox-Element **20** bei einer Kollision in der Wellrichtung verformt wird.

[0042] Weiterhin nehmen die expansionsverhindernden Verstärkungsrippen **31** die Aufprallstoßenergie zusammen mit dem Crashbox-Element **20** auf, um die stoßdämpfende Wirkung zu erhöhen.

[0043] **Fig. 7** und **Fig. 8** zeigen numerische Diagramme, die eine Stoßstreuung zeigen.

[0044] Die expansionsverhindernden Verstärkungsrippen **31** können einzeln mit den den Senken **22** in

dem Crashbox-Element **20** entsprechenden Stellen verklebt sein und können miteinander in einer Baugruppenform integriert sein, indem Außenteile der expansionsverhindernden Verstärkungsrippen **31** von einem kastenförmigen Element **32** umgeben sind, wie in **Fig. 3** und **Fig. 5** gezeigt ist.

[0045] Das heißt, die expansionsverhindernden Verstärkungsrippen **31** sind in vertikaler Richtung mit demselben Abstand, wie es bei den Senken **22** in dem Crashbox-Element **20** der Fall ist, ausgerichtet und aus Gründen der besseren Herstellung und Montage von dem kastenförmigen Element **32** in der Baugruppenstruktur umgeben.

[0046] Die expansionsverhindernden Verstärkungsrippen **31** verstärken die Festigkeit des Crashbox-Elements **20**, was zu einer Verbesserung der Stoßwiderstandskraft des Crashbox-Elements **20** führt.

[0047] Die expansionsverhindernden Verstärkungsrippen **31** und das kastenförmige Element **32** werden durch Verwendung des Klebstoffmittels wie vorstehend geschildert miteinander verbunden, und dann wird die aus den expansionsverhindernden Verstärkungsrippen **31** und dem kastenförmigen Element **32** gebildete Baugruppe in dem Crashbox-Element **20** befestigt.

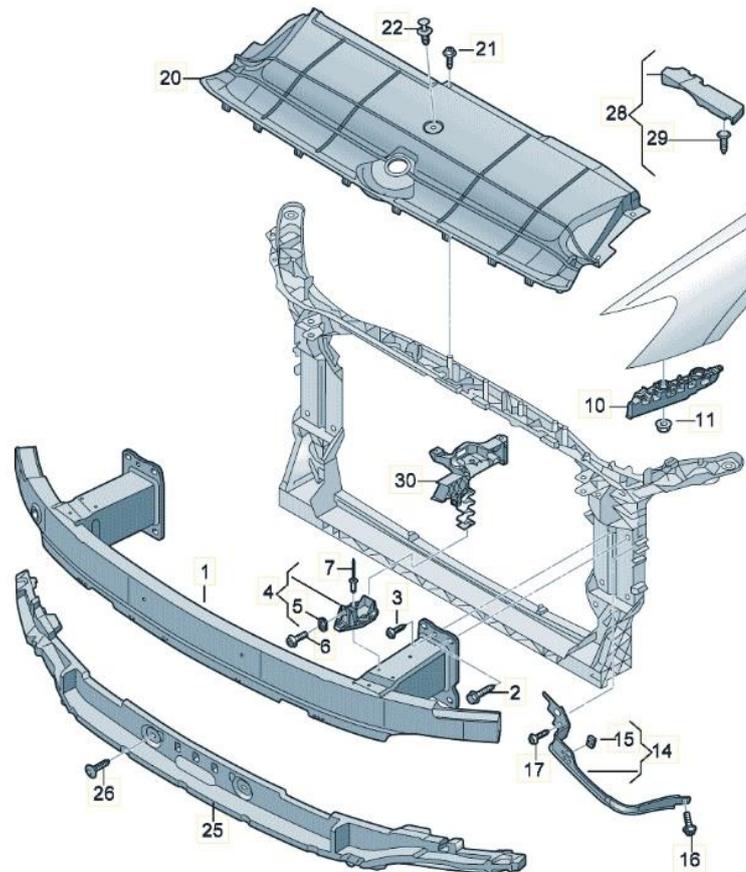
[0048] Unter Bezugnahme auf **Fig. 7** zeigt die Kurve A die Aufpralländerung, wenn die expansionsverhindernden Verstärkungsrippen **31** in dem Crashbox-Element **20** montiert sind, und die Kurve B zeigt die Aufpralländerung, wenn die expansionsverhindernden Verstärkungsrippen **31** nicht in dem Crashbox-Element **20** montiert sind, wobei Kurve A im Vergleich zur Kurve B zeigt, dass der Aufprallstoß merklich geringer und stabiler ist.

[0049] **Fig. 8** zeigt Belastungsänderungskurven. Unter Bezugnahme auf **Fig. 8** zeigt die Kurve A die Belastungsänderungskurve, wenn die expansionsverhindernden Verstärkungsrippen **31** in dem Crashbox-Element montiert sind, und die Kurve B zeigt die Belastungsänderungskurve, wenn die expansionsverhindernden Verstärkungsrippen **31** nicht in dem Crashbox-Element **20** montiert sind, wobei die Kurve A im Vergleich zur Kurve B zeigt, dass die Änderung der Belastung merklich geringer und stabiler ist.

[0050] Das Crashbox-Element **20** ist mit sich verjüngenden Teilen **23** an Ecken ausgebildet, um dessen Bearbeitbarkeit zu verbessern.

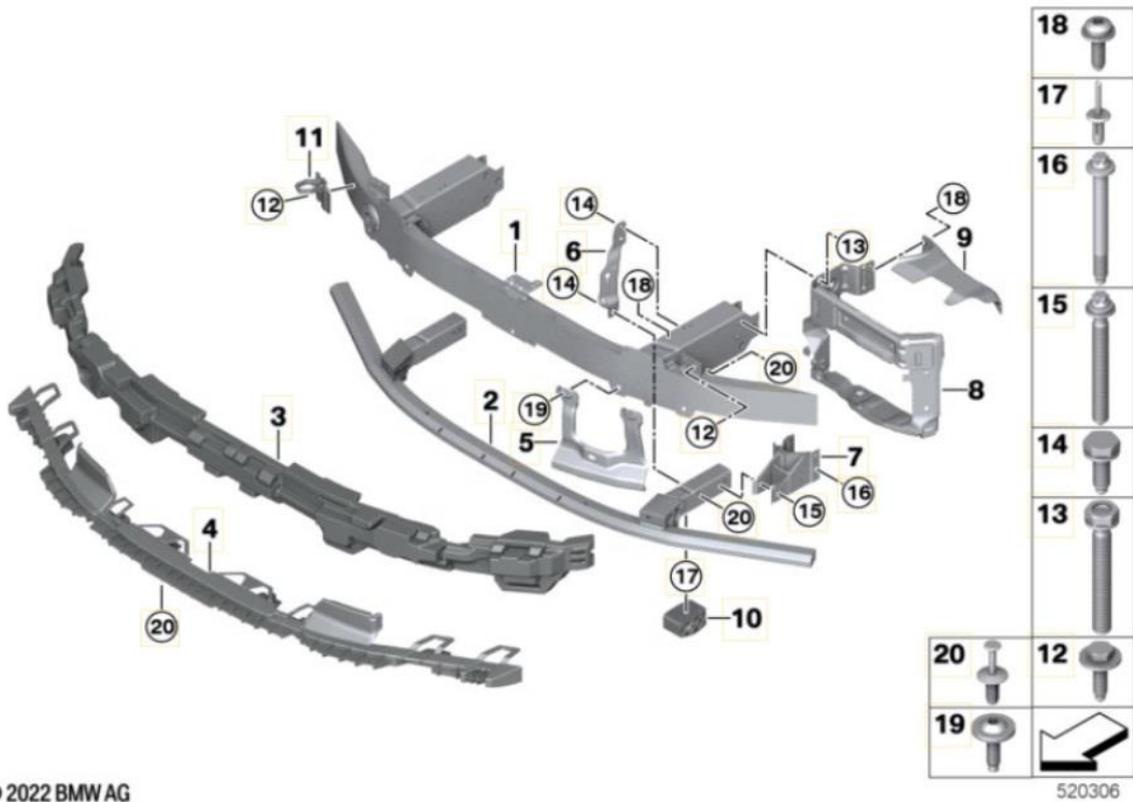
[0051] Wie in **Fig. 4** und **Fig. 5** gezeigt, ist weiterhin eine Verstärkungsplatte **40** zwischen dem Crashbox-Element **20** und dem Seitenbauteil **12** montiert, so dass verhindert werden kann, dass ein distales Ende des Crashbox-Elements **20** und ein vorderes

Anlage 4 Audi A6 C8 Bildtafel 807-000



Pos.-Nummer	Teilenummer	Beschreibung
1	4K0 807 109	Stoßfängerträger
2	N 911 784 01	Sechskantschraube (Kombi)
3	N 908 170 03	Innensechsrund-Blechschaube
4	4K0 807 333	Abstützung
5	-	Hülse enthalten in Position: 4
6	WHT 001 940 A	Innensechsrund- Flachkopfschraube
7	N 910 939 01	Blindniet
10	4K0 807 283	Führungsteil
11	N 911 431 01	Sechskantmutter mit Scheibe
14	4K0 807 347 B	Halter
15	-	Stanzmutter enthalten in Position: 14
16	N 906 847 04	Innensechsrund-Zylinder- schraube (Kombi)
17	N 909 187 02	Innensechsrund-Blechschaube
20	4K0 807 081	Stoßfängerabdeckung
21	N 911 182 02	Innensechsrundschaube (Kombi)
22	N 905 369 01	Spreizniet
25	4K0 807 550	Schaum-Füllstück
26	N 911 025 01	Clip
28	4K8 807 251	Schaum-Füllstück
29	-	Clip enthalten in Position: 28
30	-	Aufnahme für Scheinwerfer siehe Bildtafel 805-000

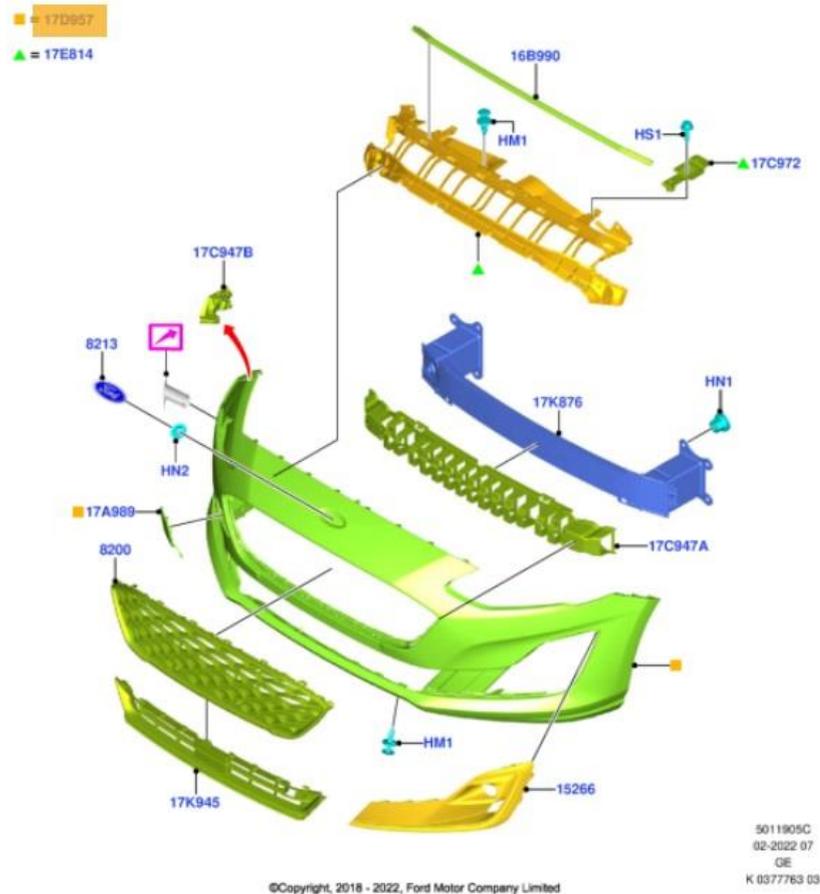
Anlage 5 BMW 7' G70 Bildtafel 51 B159



Pos.-Nummer	Teilenummer	Beschreibung
1	51 11 9 463 978	Träger Stossfänger vorn oben
2	51 11 9 463 991	Träger Stossfänger vorn unten
3	51 11 5 A01 5D5	Stossabsorber vorne
4	51 11 9 463 975	Stossabsorber vorn unten
5	51 11 9 852 841	Halter vorne links
6	51 11 9 463 971	Vertikalverbindung links
7	51 11 9 463 973	Adapter links
10	51 11 9 463 992	Dämpfer Bordsteinabfahrt
11	51 11 9 464 061	Abstützung Frontend
12	07 11 9 907 898	Sechskantschraube
13	07 14 7 422 947	Sechskantschraube
14	07 14 8 499 876	Kombi-Sechskantschraube
15	07 11 9 909 867	Sechsrundschraube
16	07 11 9 907 901	Sechsrundschraube
17	07 14 7 234 212	Blindniet
19	07 14 7 263 759	Linsenschraube mit Unterlegscheibe
20	51 11 1 908 077	Spreizniet

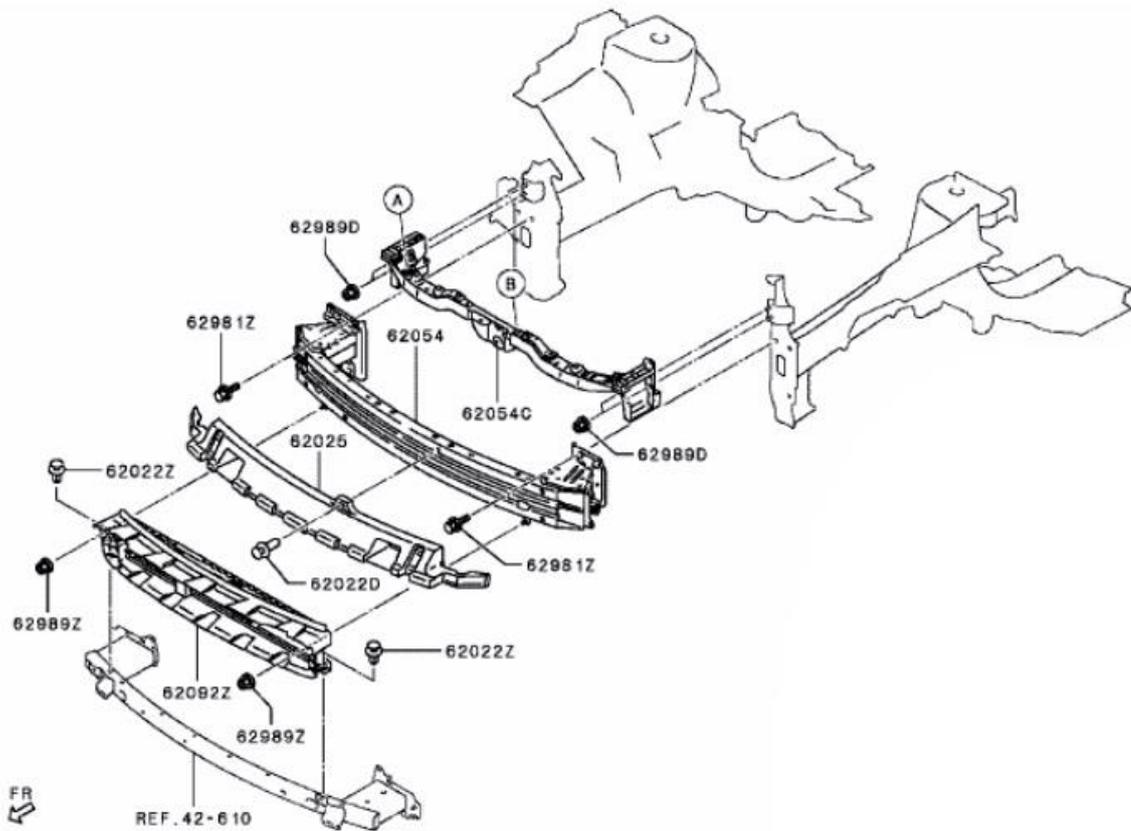
[34]

Anlage 6 Ford Focus CGE Bildtafel 119



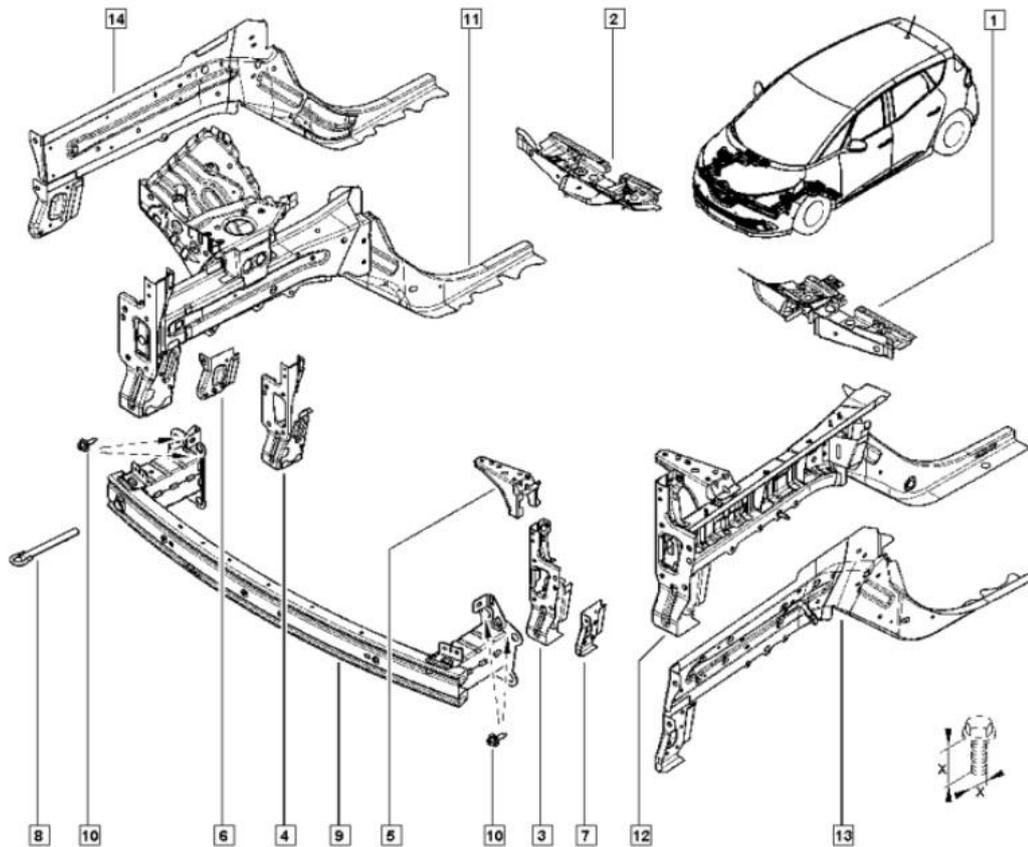
Pos.-Nummer	Teilenummer	Beschreibung
HM1	4902755	Stift
HN1	2194111	Mutter
HN2	5266463	Mutter
HS1	2091041	Schraube
16B990	2248984	Dichtring
17A989	2315609	Abdeckung - Stoßfänger
17C947A	2195769	Aufpralldämpfer - Stoßfänger
17C947B	2335372	Verstärkung
17C972	2620313	Halter - Stoßfänger
17D957	2578483	Stoßfänger Vorn
17E814	2201285	Halter
17K876	2304890	Stoßfänger Vorn
17K945	2379806	Grill - Stoßfänger
8200	2303857	Grill - Kühler
8213	5351110	Aufkleber
15266	2376352	Halter - Nebelscheinwerfer

Anlage 7 Mitsubishi Outlander GM Bildtafel 42-010



Pos.-Nummer	Teilenummer	Beschreibung
62022D	MR138807	Clip
62022Z	MUA00303	Clip
62025	6400J799	Kern
62054	6400L447	Verstaerkung
62054C	6400J943	Verstaerkung
62092Z	7450B387	Grill innen
62981Z	MFZ10056	Schraube
62989D	MF920440	Mutter
62989Z	MN159536	Mutter

Anlage 8 Renault SCENIC IV JFA Bildtafel 411010



Pos.-Nummer	Teilenummer	Beschreibung
1	752615837R	TRAVERSE VL
2	752608876R	TRAVERSE
3	504173405R	GEHAUESE
4	504168277R	GEHAUESE
5	641600545R	HALTEBLECH RN41
6	751324669R	HALTER 7A41
7	751351529R	BLECH 7A41
8	511128921R	ABSCHLEPPOESE
9	752106346R	FRONTTRAVERSE7U41
10	7703602187	SCHRAUBE
11	751002613R	LAENGSTRAEG
12	751159748R	LAENGSTRAEG
13	751339821R	ABSCHLUSSBLECH
14	751326343R	LAENGSTRAEGER7A41
-	620901789R	STOSSHALTER (Auf Bildtafel 550110)

Anlage 9 Produkt Datenblatt ETEKCITY–Lasergrip 774**Specifications**

Measurement Range	-58°F ~ 716°F (-50°C ~ 380°C)
Accuracy	≥ 212°F (100°C): ± 2% ≤ 212°F (100°C): ± 3.6°F (2°C)
Resolution	0.1°F/°C
Distance-to-Spot Ratio	12:1
Response Time	< 500ms
Emissivity	0.95
Battery	9V DC
Auto-Off	15 seconds

[38]

Anlage 10 Messwerte Temperaturbereich

Messung	Fahrzeug	Datum	Distanz	Dauer	Startzeit	Strecke	Witterung	T1	T2	T3	T4	T5	Messmittel
1	A4	27.03.2022	95.1 km	1:01	-	Autobahn	-	15.0 °C	-	30.4 °C	52.3 °C	-	ETEKCITY- Lasergrip 774
2	A4	01.04.2022	89.1 km	0:56	-	Autobahn	-	-2.0 °C	-	-2.9 °C	51.7 °C	-	ETEKCITY- La- sergrip 774
3	T5	01.04.2022	24.7 km	0:23	-	Landstraße	-	7.0 °C	-	8.3 °C	13.1 °C	-	ETEKCITY- La- sergrip 774
4	A4	03.04.2022	92.3 km	0:55	-	Autobahn	-	9.0 °C	-	14.0 °C	15.6 °C	-	ETEKCITY- La- sergrip 774
5	A3	07.04.2022	91.7 km	0:54	-	Autobahn	Regen	9.8 °C	-	8.6 °C	16.6 °C	-	ETEKCITY- La- sergrip 774
6	A4	07.04.2022	88.8 km	0:50	-	Autobahn	Bewölkt	5.4 °C	-	4.3 °C	28.9 °C	-	ETEKCITY- La- sergrip 774
7	T5	08.04.2022	25.4 km	0:30	-	Landstraße	Regen	12.6 °C	-	12.9 °C	17.1 °C	-	ETEKCITY- La- sergrip 774
8	A4	10.04.2022	89.7 km	0:52	-	Autobahn	Bewölkt	8.4 °C	-	4.6 °C	28.5 °C	-	ETEKCITY- La- sergrip 774
9	A4	11.04.2022	94.3 km	1:04	-	Autobahn	Klar	5.6 °C	-	10.1 °C	40.4 °C	-	ETEKCITY- La- sergrip 774
10	A4	11.04.2022	35.3 km	0:48	-	Landstraße	Klar	11.2 °C	-	13.1 °C	55.8 °C	-	ETEKCITY- La- sergrip 774
11	A4	14.04.2022	44.1 km	0:42	-	Landstraße	Bewölkt	10.6 °C	-	13.5 °C	29.7 °C	-	ETEKCITY- La- sergrip 774

12	A4	15.04.2022	88.7 km	0:47	-	Autobahn	Regen	10.1 °C	-	11.8 °C	20.0 °C	-	ETEKCITY- La-sergrip 774
13	A4	17.04.2022	88.9 km	0:49	-	Autobahn	Bewölkt	8.2 °C	-	9.2 °C	36.6 °C	-	ETEKCITY- La-sergrip 774
14	A4	18.04.2022	90.8 km	0:49	-	Autobahn	Bewölkt	10.4 °C	-	12.9 °C	34.1 °C	-	ETEKCITY- La-sergrip 774
15	A4	29.04.2022	94.5 km	1:11	15:21	Autobahn	Bewölkt	25.0 °C	-	39.4 °C	42.6 °C	35.1 °C	ETEKCITY- La-sergrip 774
16	A3	29.04.2022	89.2 km	1:46	17:02	Autobahn	Bewölkt	15.8 °C	-	41.3 °C	26.4 °C	23.2 °C	ETEKCITY- La-sergrip 774
17	A3	01.05.2022	108 km	1:02	12:18	Autobahn	Klar	19.8 °C	-	14.9 °C	32.7 °C	26.8 °C	ETEKCITY- La-sergrip 774
18	A4	06.05.2022	88.9 km	0:48	12:27	Autobahn	Klar	15.7 °C	-	15.6 °C	47.3 °C	31.4 °C	ETEKCITY- La-sergrip 774
19	A4	09.05.2022	16.3 km	0:19	15:14	Landstraße	Klar	17.2 °C	-	20.3 °C	42.7 °C	33.4 °C	ETEKCITY- La-sergrip 774
20	A3	09.05.2022	95.9 km	1:02	20:15	Autobahn	Klar	22.5 °C	-	20.7 °C	23.3 °C	31.1 °C	ETEKCITY- La-sergrip 774
21	A3	13.05.2022	94.5 km	1:01	14:15	Autobahn	Klar	17.3 °C	-	26.7 °C	27.9 °C	34.1 °C	ETEKCITY- La-sergrip 774
22	A3	15.05.2022	103 km	1:13	14:10	Autobahn	Klar	24.5 °C	-	38.0 °C	33.7 °C	40.2 °C	ETEKCITY- La-sergrip 774
23	A3	20.05.2022	88.1 km	0:56	14:20	Autobahn	Klar	24.9 °C	58.4 °C	35.4 °C	38.9 °C	39.1 °C	ETEKCITY- La-sergrip 774
24	A3	21.05.2022	88.6 km	0:56	14:38	Autobahn	Bewölkt	16.3 °C	29.9 °C	24.6 °C	31.9 °C	31.0 °C	ETEKCITY- La-sergrip 774

25	T5	01.06.2022	89.7 km	0:57	21:30	Autobahn	Bewölkt	20.8 °C	17.5 °C	23.7 °C	22.2 °C	16.2 °C	ETEKCITY- La-sergrip 774
26	T5	02.06.2022	31.1 km	0:31	13:32	Autobahn	Bewölkt	13.9 °C	12.8 °C	9.3 °C	24.3 °C	22.1 °C	ETEKCITY- La-sergrip 774
27	A4	13.06.2022	87 km	0:51	9:22	Autobahn	Klar	19.3 °C	24.7 °C	16.2 °C	48.6 °C	28.5 °C	ETEKCITY- La-sergrip 774
28	T5	01.07.2022	85 km	1:12	14:44	Landstraße	Klar	22.7 °C	26.1 °C	26.4 °C	46.9 °C	31.2 °C	ETEKCITY- La-sergrip 774
29	T5	02.07.2022	8.7 km	0:23	10:39	Landstraße	Bewölkt	19.2 °C	25.0 °C	18.2 °C	32.1 °C	22.0 °C	ETEKCITY- La-sergrip 774
30	T5	03.07.2022	69 km	1:16	14:22	Landstraße	Klar	23.1 °C	24.9 °C	25.7 °C	38.5 °C	30.8 °C	ETEKCITY- La-sergrip 774
31	T5	05.07.2022	77 km	0:58	12:34	Landstraße	Regen	23.2 °C	16.5 °C	16.8 °C	25.1 °C	21.0 °C	ETEKCITY- La-sergrip 774
32	T5	11.07.2022	52.8 km	1:00	11:30	Landstraße	Klar	21.8 °C	23.0 °C	22.0 °C	32.8 °C	30.1 °C	ETEKCITY- La-sergrip 774
33	T5	12.07.2022	26 km	0:31	12:01	Landstraße	Regen	22.7 °C	39.3 °C	24.8 °C	41.9 °C	28.6 °C	ETEKCITY- La-sergrip 774
34	T5	13.07.2022	471 km	4:24	0:38	Autobahn	Bewölkt	23.0 °C	18.7 °C	24.5 °C	39.3 °C	25.0 °C	ETEKCITY- La-sergrip 774
35	T5	14.07.2022	175 km	1:44	11:34	Autobahn	Bewölkt	26.1 °C	24.6 °C	22.1 °C	44.1 °C	36.4 °C	ETEKCITY- La-sergrip 774
36	T5	22.07.2022	177 km	1:41	13:00	Autobahn	Klar	30.0 °C	31.5 °C	39.5 °C	34.2 °C	40.2 °C	ETEKCITY- La-sergrip 774
37	A4	24.07.2022	88.6 km	0:51	19:45	Autobahn	Klar	32.2 °C	24.7 °C	30.9 °C	48.9 °C	36.5 °C	ETEKCITY- La-sergrip 774

38	A4	25.07.2022	16.7 km	0:19	10:22	Landstraße	Klar	27.6 °C	28.3 °C	30.1 °C	53.2 °C	41.8 °C	ETEKCITY- La- sergrip 774
39	A4	14.08.2022	88.5 km	0:48	15:12	Autobahn	Klar	28.0 °C	29.9 °C	32.2 °C	44.0 °C	38.1 °C	ETEKCITY- La- sergrip 774
40	T5	25.08.2022	90.4 km	1:02	7:40	Autobahn	Klar	19.8 °C	18.3 °C	20.3 °C	30.0 °C	28.1 °C	ETEKCITY- La- sergrip 774
41	T5	26.08.2022	87.1 km	1:21	14:57	Autobahn	Bewölkt	26.8 °C	26.5 °C	25.9 °C	38.3 °C	36.1 °C	ETEKCITY- La- sergrip 774
42	T5	29.08.2022	87.2 km	0:55	8:24	Autobahn	Klar	15.1 °C	13.9 °C	15.3 °C	24.7 °C	20.4 °C	ETEKCITY- La- sergrip 774
43	T5	31.08.2022	90.2 km	0:53	18:48	Autobahn	Bewölkt	20.1 °C	18.5 °C	20.4 °C	25.4 °C	21.3 °C	ETEKCITY- La- sergrip 774
44	T5	13.09.2022	90.1 km	0:52	8:52	Autobahn	Regen	23.7 °C	21.7 °C	23.3 °C	31.6 °C	25.4 °C	ETEKCITY- La- sergrip 774
45	T5	14.09.2022	88.3 km	1:00	6:40	Autobahn	Regen	17.5 °C	16.6 °C	18.4 °C	25.5 °C	26.4 °C	ETEKCITY- La- sergrip 774
46	A3	17.09.2022	129 km	1:38	5:29	Landstraße	Regen	13.5 °C	11.0 °C	14.8 °C	28.4 °C	26.2 °C	ETEKCITY- La- sergrip 774
47	T5 2010	04.10.2022	175 km	1:48	15:25	Autobahn	Klar	15.5 °C	24.7 °C	19.6 °C	22.7 °C	20.4 °C	ETEKCITY- La- sergrip 774
48	A3 8P	20.10.2022	88.7 km	0:44	19:27	Autobahn	Bewölkt	18.0 °C	19.1 °C	19.4 °C	28.9 °C	20.8 °C	ETEKCITY- La- sergrip 774
49	A3 8P	22.10.2022	4 km	0:06	15:06	Stadt	Bewölkt	22.3 °C	28.6 °C	28.3 °C	31.3 °C	30.1 °C	ETEKCITY- La- sergrip 774
50	A3 8P	28.10.2022	5.5 km	0:10	15:08	Stadt	Klar	17.2 °C	40.2 °C	21.6 °C	34.9 °C	31.1 °C	ETEKCITY- La- sergrip 774

Anlage 11 Materialmodell MAT107 für 1.4301

Card 1 RO, E, PR, CP, ALPHA -[20]; XS1 -[22, S. 759]

MID	RO	E	PR	BETA	XS1	CP	ALPHA
-	7.9 kg/dm ³	20x10 ⁸ kN/m ³	0,3	EQ.1.0	0,9	500 J/kgK	16.0

Card 2 E0DOT, TM - [39, S. 452]

E0DOT	TR	TM	T0	FLAG 1	FLAG 2		
1 1/s	293 K	1673 K	var.	EQ.0	EQ.1		

Card
3a.1. A, B, N, C, M - [39, S. 452]

A	B	N	C	M			
310 MPa	1000 MPa	0,65	0,07	1			

Card 4b. WC - [39, S. 452]

DC	WC						
1	150						

Card 5 TAUC – Berechnet nach ROLOFF/MATEK [40, 53, 996]

TC	TAUC						
-	845 MPa						

Anlage 12 LS-Dyna Keyword zur Auslegung

```

*KEYWORD
*CONTROL_ACCURACY
$#   osu      inn      pidosu      iacc      exacc
     1        4        0          0        0.0
*CONTROL_BULK_VISCOSITY
$#   q1      q2      type      btype      tstype
     1.5     0.06     -2        0          0
*CONTROL_TERMINATION
$#   endtim  endcyc  dtmin    endeng    endmas    nosol
     0.04    0        0.0      0.01.000000E8  0
*CONTROL_TIMESTEP
$#   dtinit  tssfacs isdo     tslimit   dt2ms     lctm     erode     mslst
     0.0     0.9     0        0.0      0.0       0        0         0
*CONTACT_AUTOMATIC_SINGLE_SURFACE_ID
$#   cid      title
     1Single_Surface
$#   surfa   surfb   surfatyp  surfbtyp  saboxid   sbboxid   sapr      sbpr
     1        0        3          0          0          0          0         0
$#   fs      fd      dc      vc      vdc      penchk    bt        dt
     0.0     0.0     0.0      0.0      0.0       0        0.01.00000E20
$#   sfsa   sfsb   sast    sbst    sfsat   sfsbt    fsf      vsf
     1.0     1.0     0.0     0.0     1.0     1.0     1.0     1.0
$#   soft   sofsc1  lcidab  maxpar  sbopt   depth    bsort    frcfrq
     2      0.1     0       1.025  3.0     2        25      1
$#   penmax thkopt  shlthk  snlog   isym    i2d3d    sldthk   sldstf
     0.0     0       0       0       0       0        0.0     0.0
$#   igap   ignore  dprfac  dtstif  unused  unused   flangl   cid_rcf
     1      0       0.0     0.0     0.0     0.0     0.0     0
*CONTACT_AUTOMATIC_SURFACE_TO_SURFACE_ID
$#   cid      title
     2Dropmass-Tube
$#   surfa   surfb   surfatyp  surfbtyp  saboxid   sbboxid   sapr      sbpr
     1        4        3          3          0          0          0         0
$#   fs      fd      dc      vc      vdc      penchk    bt        dt
     0.2     0.0     0.0      0.0      0.0       0        0.01.00000E20
$#   sfsa   sfsb   sast    sbst    sfsat   sfsbt    fsf      vsf
     1.0     1.0     0.0     0.0     1.0     1.0     1.0     1.0
$#   soft   sofsc1  lcidab  maxpar  sbopt   depth    bsort    frcfrq
     2      0.1     0       1.025  1.0     2        0        1
$#   penmax thkopt  shlthk  snlog   isym    i2d3d    sldthk   sldstf
     0.0     0       0       0       0       0        0.0     0.0
$#   igap   ignore  dprfac  dtstif  unused  unused   flangl   cid_rcf
     1      0       0.0     0.0     0.0     0.0     0.0     0
*CONTACT_AUTOMATIC_SURFACE_TO_SURFACE_ID
$#   cid      title
     3Bottom-Tube
$#   surfa   surfb   surfatyp  surfbtyp  saboxid   sbboxid   sapr      sbpr
     1        5        3          3          0          0          0         0
$#   fs      fd      dc      vc      vdc      penchk    bt        dt
     0.2     0.0     0.0      0.0      0.0       0        0.01.00000E20
$#   sfsa   sfsb   sast    sbst    sfsat   sfsbt    fsf      vsf
     1.0     1.0     0.0     0.0     1.0     1.0     1.0     1.0
$#   soft   sofsc1  lcidab  maxpar  sbopt   depth    bsort    frcfrq
     2      0.1     0       1.025  1.0     2        0        1
$#   penmax thkopt  shlthk  snlog   isym    i2d3d    sldthk   sldstf
     0.0     0       0       0       0       0        0.0     0.0
$#   igap   ignore  dprfac  dtstif  unused  unused   flangl   cid_rcf
     1      0       0.0     0.0     0.0     0.0     0.0     0
*MAT_JOHNSON_COOK_TITLE
MAT015-AISI304
$#   mid      ro      g      e      pr      dtf      vp      rateop
     17.90000E-9  86000.0  193000.0  0.3     0.0     0.0     0.0
$#   a      b      n      c      m      tm      tr      epso
     310.0    1000.0  0.65     0.07    1.0     1673.0  293.0    1.0
$#   cp      pc      spall   it      d1      d2      d3      d4

```

```

5.000000E8      0.0      2.0      0.0      0.0      0.0      0.0      0.0
$#      d5c2/p/xnp/d      erod      efmin      numint      k      eps1
      0.0      0.0      0.01.00000E-6      0.0      0.0      0.0
*MAT_RIGID_TITLE
Dropmass
$#      mid      ro      e      pr      n      couple      m      alias
      21.80000E-5      180000.0      0.3      0.0      0.0      0.0
$#      cmo      con1      con2
      1.0      4      7
$#lco or a1      a2      a3      v1      v2      v3
      0.0
*MAT_RIGID_TITLE
Bottom
$#      mid      ro      e      pr      n      couple      m      alias
      32.00000E-5      190000.0      0.3      0.0      0.0      0.0
$#      cmo      con1      con2
      1.0      7      7
$#lco or a1      a2      a3      v1      v2      v3
      0.0
*PART
$#
Tube
$#      pid      secid      mid      eosid      hgid      grav      adpopt      tmid
      1      1      1      0      0      0      0      0
*SECTION_SHELL_TITLE
Shell_1
$#      secid      elform      shrf      nip      propt      qr/irid      icomp      setyp
      1      16      0.8333      5      1.0      0      0      1
$#      t1      t2      t3      t4      nloc      marea      idof      edgset
      1.0      1.0      1.0      1.0      0.0      0.0      3.0      0
*PART
$#
Dropmass
$#      pid      secid      mid      eosid      hgid      grav      adpopt      tmid
      4      1      2      0      0      0      0      0
*PART
$#
Bottom
$#      pid      secid      mid      eosid      hgid      grav      adpopt      tmid
      5      1      3      0      0      0      0      0

```

Anlage 13 Vorversuchsproben Zuordnung

Probenbez.	Abmaße	Länge	Herstellung	Behandlung	Vers.-Nummer
P1	40 x 1,5 mm	149,3 mm	geschweißt	geschliffen	V01
P2	40 x 1,5 mm	149,7 mm	geschweißt	geschliffen	V02
P3	40 x 1,5 mm	149,5 mm	geschweißt	geschliffen	V03
P4	40 x 1,5 mm	149,4 mm	geschweißt	geschliffen	-
P5	40 x 1,5 mm	149,7 mm	geschweißt	geschliffen	V04
P6	40 x 1,5 mm	148,5 mm	geschweißt	geschliffen	V05
P7	42 x 2 mm	149,2 mm	geschweißt	geschliffen/ geglüht	V06
P8	42 x 2 mm	149,5 mm	geschweißt	geschliffen/ geglüht	V07
P9	42 x 2 mm	148,9 mm	geschweißt	geschliffen/ geglüht	V08
P10	42 x 2 mm	149,4 mm	geschweißt	geschliffen/ geglüht	V09

Anlage 14 Triangulationslaser - OptoNCDT 1760-1000



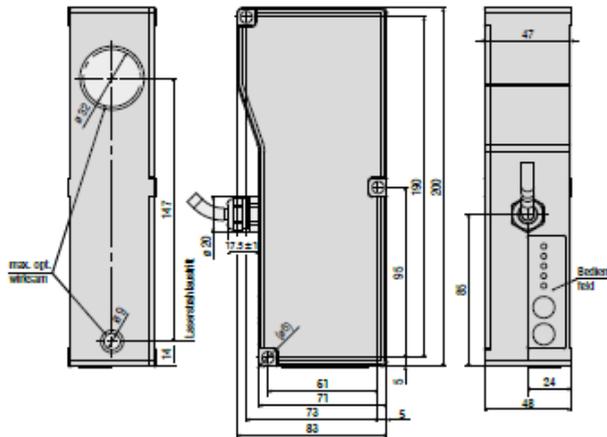
Long-Range-Sensor mit großem Messbereich und Grundabstand
optoNCDT 1760-1000

-  Für gängige Oberflächen
-  Messrate bis 7,5 kHz
-  RTWC Real-Time-Surface-Compensation
-  Reproduzierbarkeit 100 µm

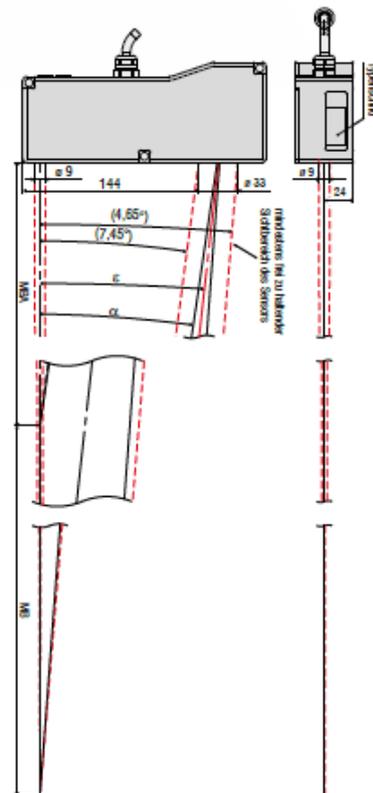
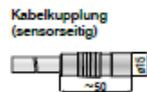


Der Long-Range-Sensor optoNCDT 1760-1000 besitzt einen Messbereich von 1000 mm und misst aus ebenso großer Entfernung präzise und zuverlässig auf ein breites Spektrum von Materialoberflächen.

Im Gegensatz zu herkömmlichen Laser-Triangulationsensoren verfügen die Long-Range-Sensoren über einen großen Abstand zum Messobjekt und sind somit vor möglichen Kollisionen besser geschützt. Die integrierte RTWC ermöglicht präzise Messungen auch auf wechselnden Oberflächen.



MB	MBA	α	z
1000	1000	7,45°	4,65°



Modell	ILD1760-1000	
Messbereich	1000 mm	
Messbereichsanfang	1000 mm	
Messbereichsmitte	1500 mm	
Messbereichsende	2000 mm	
Messrate ¹⁾	stufenlos einstellbar zwischen 0,3 ... 7,5 kHz 6-stufig einstellbar: 7,5 kHz / 5 kHz / 2,5 kHz / 1,25 kHz / 625 Hz / 300 Hz	
Linearität	< ±1000 µm < ±0,1 % d.M.	
Reproduzierbarkeit ²⁾	100 µm	
Lichtpunktdurchmesser (±10 %)	MBA	2500 ... 5000 µm
	MBM	
	MBE	
Lichtquelle	Halbleiterlaser ≤ 1 mW, 670 nm (rot)	
Laserklasse	Klasse 2 nach DIN EN 60825-1: 2015-07	
Zulässiges Fremdlicht	10.000 lx	
Versorgungsspannung	11 ... 30 VDC	
Leistungsaufnahme	< 3 W (24 V)	
Signaleingang	1 x HTL/TTL Laser on/off; 1 x HTL/TTL Multifunktionseingang: Trigger in, Slave in, Nullsetzen, Mastern, Teachen; 1 x RS422 Synchronisationseingang: Trigger in, Sync in, Master/Slave, Master/Slave alternierend	
Digitale Schnittstelle	RS422 (16 bit) / PROFINET ³⁾ / EtherNet/IP ⁴⁾	
Analogausgang	4 ... 20 mA / 0 ... 5 V / 0 ... 10 V (16 bit; frei skalierbar innerhalb des Messbereichs)	
Schaltausgang	2 x Schaltausgang (Fehler- & Grenzwert): npn, pnp, push pull	
Synchronisation	für gleichzeitige oder alternierende Messungen möglich	
Anschluss	integriertes Pigtail 0,25 m mit 14-pol. ODU-Stecker, min. Biegeradius feste Verlegung 30 mm; optional Verlängerung auf 3 m / 10 m möglich	
Montage	Verschraubung über drei Befestigungsbohrungen	
Temperaturbereich	Lagerung	-20 ... +70 °C (nicht kondensierend)
	Betrieb	0 ... +50 °C (nicht kondensierend)
Schock (DIN EN 60068-2-27)	15 g / 6 ms in 3 Achsen	
Vibration (DIN EN 60068-2-6)	2 g / 20 ... 500 Hz	
Schutzart (DIN EN 60529)	IP65	
Material	Aluminiumgehäuse	
Gewicht	ca. 800 g (inkl. Pigtail)	
Bedien- und Anzeigeelemente	Select & Function Tasten: Schnittstellenauswahl, Mastern (Zero), Teachen, Presets, Quality Slider, Frequenzwahl, Werkzeinstellung; Webinterface für Setup ⁴⁾ : applikationspezifische Presets, Peakwahl, Videosignal, frei wählbare Mittelungen, Datenreduktion, Setupverwaltung 2 x Farb-LED für Power / Status	

d.M. = des Messbereichs

MBA = Messbereichsanfang, MBM = Messbereichsmitte, MBE = Messbereichsende

Angaben gültig für weiße, diffus reflektierende Oberflächen (Micro-Epsilon Referenz-Keramik für ILD-Sensoren)

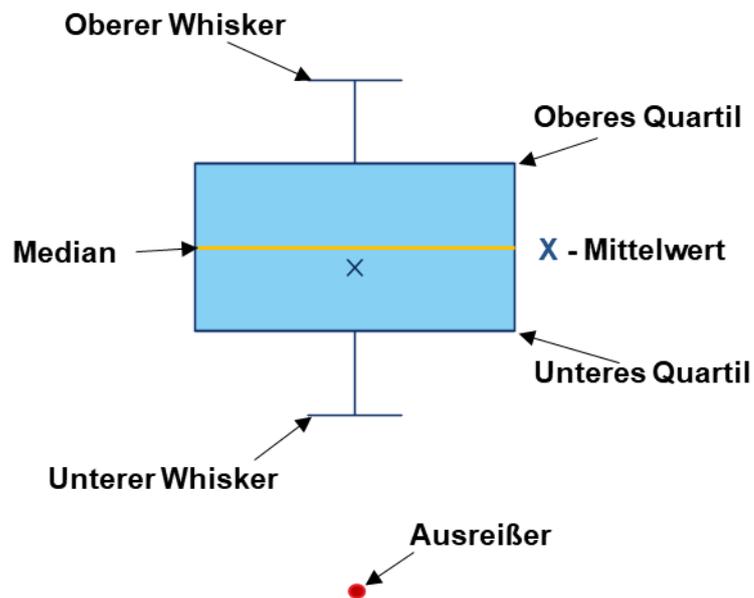
¹⁾ Werkzeinstellung 5 kHz, Ändern der Werkzeinstellung erfordert IF2001/USB Konverter²⁾ Messrate 5 kHz, Median 9³⁾ Anbindung über Schnittstellenmodul IF2030⁴⁾ Anschluss an PC über IF2001/USB

Anlage 15 Box-Whisker-Plot

Beispielmesswerte:

Nr.	ungerade Anzahl		gerade Anzahl	
	unsortiert	sortiert	unsortiert	sortiert
1	6	2	3	2
2	8	5	4	3
3	5	5	4	4
4	9	6	5	4
5	9	6	9	4
6	7	6	4	4
7	6	7	10	5
8	5	7	5	5
9	8	8	4	9
10	9	8	9	9
11	7	9	9	9
12	6	9	2	10
13	2	9	-	-

Grundsätzliche Darstellung:



Berechnungsbeispiel:

- x - Messwert
- n - Anzahl der Messwerte
- p - Quartil (Bsp.: 0,25; 0,5; 0,75)
- IQA - Interquartilsabstand
- UA - Untere Ausreißergrenze
- OA - Obere Ausreißergrenze

Bemerkung: Zahlen zur Ermittlung der Messwertnummer werden Abgerundet

Berechnung für ungerader Anzahl von Messwerten:

unteres Quartil:

$$x_{0,25} = x_{([n \cdot p] + 1)} = x_{([13 \cdot 0,25] + 1)} = x_{(3,25 + 1)} \approx x_4 = 6$$

Median

$$x_{0,5} = x_{([n \cdot p] + 1)} = x_{([13 \cdot 0,5] + 1)} \approx x_7 = 7$$

oberes Quartil:

$$x_{0,75} = x_{(\lfloor n \cdot p \rfloor + 1)} = x_{(\lfloor 13 \cdot 0,75 \rfloor + 1)} \approx x_{10} = 8$$

Ermittlung der Ausreißer:

$$IQA = x_{(0,75)} - x_{(0,25)} = 2$$

$$UA = x_{0,25} - IQA \cdot 1,5 = 3$$

$$OA = x_{0,75} - IQA \cdot 1,5 = 11$$

Folgerung: Ein Messwert liegt außerhalb der Grenzwerte und wird daher in der Tabelle rot markiert.

Somit können die oberen und unteren Whisker bestimmt werden. Diese entsprechen den jeweiligen Maxima und Minima der Messwerte, unter Ausschluss der Ausreißer.

$$Max = 9; Min = 5$$

Berechnung für gerade Anzahl von Messwerten:

unteres Quartil:

$$x_{0,25} = 1/2 \cdot (x_{(\lfloor 12 \cdot 0,25 \rfloor)} + x_{(\lfloor 12 \cdot 0,25 \rfloor + 1)}) = 1/2 \cdot (x_3 + x_4) = 4$$

Median:

$$x_{0,5} = 1/2 \cdot (x_6 + x_7) = 4,5$$

oberes Quartil:

$$x_{0,75} = 1/2 \cdot (x_9 + x_{10}) = 9$$

Ermittlung der Ausreißer:

$$IQA = x_{(0,75)} - x_{(0,25)} = 5$$

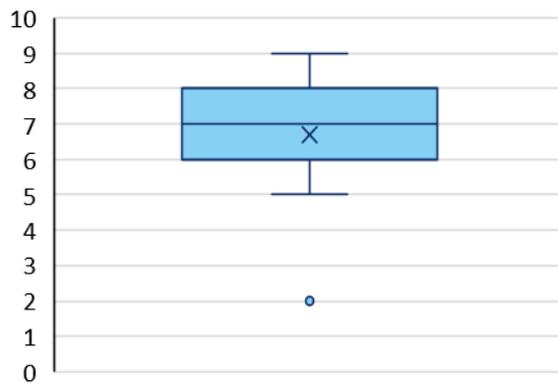
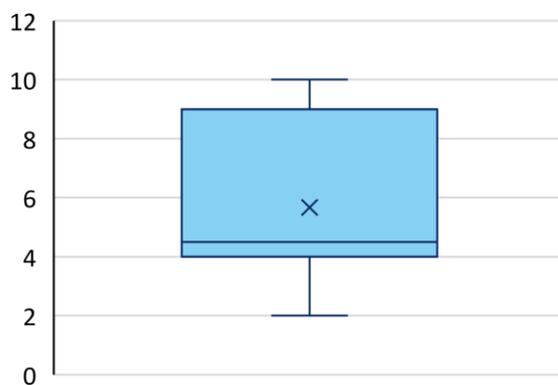
$$UA = x_{0,25} - IQA \cdot 1,5 = -3,5$$

$$OA = x_{0,75} - IQA \cdot 1,5 = 16,5$$

Somit liegen alle Werte innerhalb des Bereichs und es existieren keine Ausreißer, wodurch sich die Whisker mit den Maxima und Minima definieren lassen.

$$Max = 10; Min = 2$$

Durch diese Kennwerte können nun die Box-Whisker-Plots dargestellt werden.

ungerade Anzahl**gerade Anzahl**

$$x_p = x_{([n \cdot p] + 1)}$$

$$x_p = 1/2 \cdot (x_{([n \cdot p])} + x_{([n \cdot p] + 1)})$$

Beide graphische Darstellungen der Box-Whisker-Plots mit deren Berechnung der Quartile.

Anlage 16 Vorversuch Daten

Maße [mm]	Fallhöhe [m]	Ø Triggerkraft [kN]	Ø Axiallast [kN]	Ø Deformationslänge [mm]	Vers.-Nummer [-]	Triggerkraft [kN]	mittlere Axiallast [kN]	Deformationslänge [mm]
40x1.5	1.5	134.7106934	54.92841595	43.27850342	V01	134.500122	55.63555532	42.01049805
					V02	134.921265	54.22127657	44.54650879
	2	137.9852295	51.81228679	62.67700195	V03	138.400269	54.07204773	61.53259277
					V04	137.77771	53.5774139	60.79406738
					V05	137.77771	47.78739874	65.7043457
42x2	2	164.932251	80.43563978	38.56506348	V06	164.932251	80.43563978	38.56506348
					V07	148.471069	71.20931787	67.11730957
	3	148.9624023	73.30790148	66.64835612	V08	148.434448	72.02300353	68.60656738
					V09	149.981689	76.69138304	64.22119141

Anlage 17 Hochgeschwindigkeitskamera CR600x2

Optronis

Make time visible

CamRecord-OR Serie
CR600x2



HOCHGESCHWINDIGKEITS VIDEO KAMERA

**Kompakte und lichtstarke
Hochgeschwindigkeits Kamera**

- > bis zu 100.000 fps (Bilder pro Sekunde)
- > Sehr kompaktes Gehäuse
- > Sehr hohe Lichtempfindlichkeit
- > Auflösung bis zu 1280 x 1024 Pixel
- > Gigabit Ethernet Schnittstelle
- > Monochrom oder Farbsensor
- > 8 oder 16 GigaByte interner Ring-Speicher
- > Anwenderfreundliche TimeViewer Analyse Software

www.optronis.com

CR600x2

HOCHGESCHWINDIGKEITS VIDEO KAMERA

Leistung (Beispiele)

	Auflösung (Breite x Höhe)	Bildrate (maximal)	Aufnahmedauer (16GB, max. Bildrate, 8bit)
SXGA	1280 x 1024	602 bps	25,7 Sek.
HD720p	1280 x 720	712 bps	25,8 Sek.
S-VGA	800 x 600	1.275 bps	27,5 Sek.
PAL-D	768 x 576	1.397 bps	27,7 Sek.
VGA	640 x 480	1.865 bps	28,5 Sek.
QVGA	320 x 240	6.094 bps	34,9 Sek.
QQVGA	160 x 120	15.808 bps	47,0 Sek.
schnellste	8 x 8	91.445 bps	419,2 Sek.

Modell

CR600x2	Hochgeschwindigkeits Video Kamera
---------	-----------------------------------

Optionen

/M oder /O	Monochrom- oder Farbsensor
/8GB oder /16GB	Speichergröße in Giga Byte
/FM, /OM	Nikon F-Mount , C-Mount
/FMG	Nikon FG-Mount (Blende wird manuell über Blendenring am Mount eingestellt)
/EM	Canon EF/EF-S-Mount (Blende und Fokus werden über die Software gesteuert)
/BI	Interne Batterie (Accu-Pack)

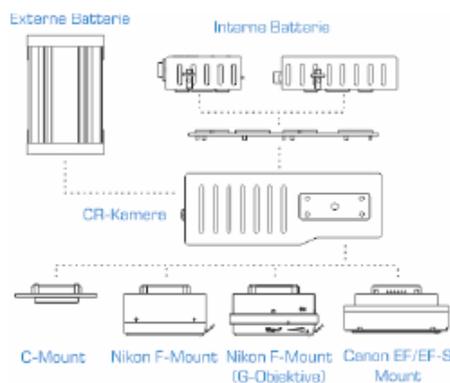
Optionales Zubehör

- LabView Treiber (Art.Nr.: CR-LabView)
- Software Entwicklungsumgebung (Art.Nr.: CR-GDK)
- Objektive, Lichtquellen, Triggerschalter sowie anderes Zubehör auf Anfrage

Anschlußbuchsenbelegung

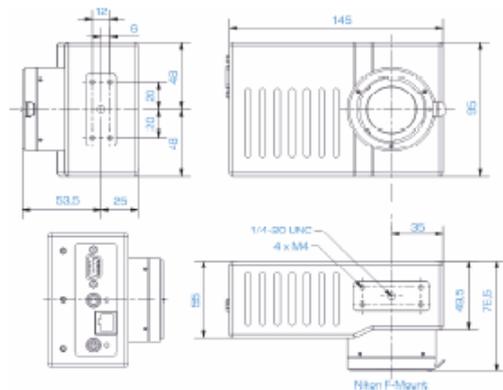
4-pin LEMO FGG0B304CLAD5Z

Pin 1	Sync IN	Pin 3	GND
Pin 2	Trig IN	Pin 4	Sync OUT



Kenndaten

maximale Auflösung	1280 x 1024 Pixel
Bildrate bei max. Auflösung	600 bps
Bildsensor	Progressive Scan CMOS
Belichtungszeit	1 µs - 1/Bildrate
Aktive Sensorfläche	17,92 mm x 14,34 mm
Diagonale Sensorabmessung	22,95 mm
Pixelgröße	14 µm
A/D Wandlung	8 bit, 10 bit
Dynamik	60 dB (90dB optisch)
Empfindlichkeit	25 V/lux*s (monochrom)
Verschluss	globale Elektronik, >1 µs Belichtungszeit
Triggersignal	TTL, Schalter, steigende oder fallende Flanke, veränderter Bereich im Bild
Synchronisation	intern, extern
Schnittstelle	Gigabit Ethernet
Bilddausgabe	VGA
Versorgung	12 VDC / 12 W
Objektivanschluss	Nikon F-Mount (optional: C-, FG- oder Canon EF/EF-S-Mount)
Gewicht	1.050 g
Arbeitstemperatur	0 .. 40°C
Luftfeuchtigkeit	< 80 % relativ, nicht kondensiert
Abmessungen	145 mm x 95 mm x 78,5 mm
Konformität	CE, RoHS
Lieferumfang	CR600x2 Kamera, 5 m Gig-E Kabel, Netzteil, Schnellstartanleitung, Handbuch auf CD, Transportkoffer, und TimeViewer Software für Windows.



Die hier angegebenen Informationen sind mit großer Sorgfalt erstellt worden, dennoch kann Optronis keine Gewähr für die Richtig- und Vollständigkeit geben. Dieses Datenblatt wird ständig aktualisiert. Stand 09/2018



Optronis GmbH
Ludwigstr. 2
77694 Kehl, Germany

Telefon +49 (0) 78 51 / 91 26-0
Telefax +49 (0) 78 51 / 91 26-10

E-Mail: info@optronis.com
www.optronis.com

Anlage 18 Auszug PeakTech® 3440 Technische Daten

12. Technische Daten

12.1. Allgemeine Daten

Anzeige	TFT-LCD	Anzeige	mit einer maximalen Anzeige von 49999.
Überlastschutz	in allen Bereichen		
Data Hold	Relativ-, Maximal- und Minimalmesswerthaltefunktion		
Automatische + manuelle Bereichswahl	Messwertspeicher		
Messwertspeicher	2000 Einzelmesswerte	50 Diagrammaufnahmen	Datenlogger ca. 30.000 Messwerte
	Maximal 9999 Werte pro Sitzung		
Betriebstemperaturbereich	5...40°C < 80 % RH		
Betriebshöhe	< 2000 m		
Lagertemperaturbereich	-20....+60°C < 80 % RH		
Temperaturbereich für angegebene Genauigkeit	18...28°C		

11.2 Allgemeine technische Daten

Gehäuse	Doppelt isoliert, IP42 geschützt
Falltest	2 m
Dioden-Test	Teststrom von 0,9 mA maximal, Leerlaufspannung 3,2 V DC typisch

57

Durchgangsprüfungsfunktion	Akustisches Signal ertönt, wenn der Widerstand geringer als 25 Ω ist, Teststrom <0.35mA
PEAK-Funktion	Spitzenwertfassung > 1ms
Temperatursensor	Benötigt Typ-K-Temperaturfühler
Eingangswiderstand	> 10MΩ VDC & > 9MΩ VAC
AC Ansprechverhalten	Echtheffektiv (True RMS)
AC Echtheffektiv (True RMS)	Der Begriff steht für "Root-Mean-Square," repräsentiert die Berechnungsmethode der Spannung- oder Stromwerte. Durchschnittliche Multimeter sind so kalibriert, um Sinuswellen korrekt anzuzeigen, jedoch zeigen diese Nicht-Sinussignale oder verzerrte Signale ungenau an. Geräte mit Echtheffektiv-Funktion (True RMS) können auch diese Signaltypen genau anzeigen.
ACV Frequenz-Bandbreite	50Hz to 20000Hz
Überbereichsanzeige	"OL" wird angezeigt
Abschaltautomatik	5-30 Minuten und deaktivierbar
Polaritätsanzeige	Automatisch
	- keine Anzeige für positive Signale)
	- Minus (-) Zeichen für negativ
Messrate	20 x pro Sekunde, nominal 1 x Sek bis 1 x min. interner Logger

58

 wird angezeigt, wenn die Batteriespannung unter die benötigte Betriebsspannung fällt

Batteriezustandsanzeige

7,2 Volt; 1300mAh Akku

Batterie /Akku

Ca. 8 Stunden (@ max. Displaybel.)

Akkulaufzeit:

mA, uA; 0.8A / 1000V (6,3x32mm) feine Keramiksicherung

Sicherungen

A-Bereich; 10A / 1000V (10x32mm) feine Keramiksicherung

Sicherheit

Dieses Gerät ist für Messungen an Elektro-Installation konzipiert und geschützt durch doppelte Isolierung entsprechend EN 61010-1:2010 und IEC 61010-1:2010) und Überspannungskategorie CAT IV 600 V und CAT III 1000 V; Verschmutzungsgrad 2.

Es erfüllt auch die UL 61010-1 2. Ausgabe (2004), CAN / CSA C22.2 Nr. 61010-1 2. Ausgabe (2004) und UL 61010B-2-031, 1. Auflage (2003)

Bluetooth 4.0 (ab FD 08/2015)
Frequenz - 2379~2496 MHz
Sendeleistung - 0 dB

Schnittstelle

Abmessungen (B x H x T)
81 x 175 x 53 mm

Gewicht
390 g

59

12.3. Spezifikationen

Wechselspannung (ACV)

Bereich	Auflösung	50/60Hz	<1kHz	<5kHz	<20kHz*
500 mV	0,01 mV				
5 V	0,0001 V		± 1,0%±5	± 3,0%±5	± 5,5% + 20
50 V	0,001 V				
500 V	0,01 V	± 0,5%±5			
1000 V	0,1 V		± 1,5%±10	± 3,5%±10	Nicht spezifiziert
LowPass Filter					
		1,5%±5	3%±5		Nicht spezifiziert

* > 10% des Messbereiches

Gleichspannung (DCV)

Bereich	Auflösung	Genauigkeit
500 mV*	0,01 mV	
5 V	0,0001 V	± 0,1% + 5 St.
50 V	0,001 V	
500 V	0,01 V	± 0,05% + 5 St.
1000 V	0,1 V	± 0,1% + 5 St.

* Bei Verwendung der relativ Modus (REL Q) zum Ausgleich des Offsets.

Gleichspannung (AC+DC)

Bereich	Auflösung	< 1kHz	< 5kHz
5 V	0,0001 V		
50 V	0,001 V		
500 V	0,01 V	± 1,2% + 20 St.	± 3,0% + 20 St.
1000 V	0,1 V		

60

Widerstand (Ω)	Bereich	Auflösung	Genauigkeit
	500 Ω *	0,01 Ω	± 0,2% + 10 St.
	5 kΩ	0,0001 kΩ	± 0,2% + 5 St.
	50 kΩ	0,001 kΩ	
	500 kΩ	0,01 kΩ	± 0,5% + 5 St.
5 MΩ	0,0001 MΩ		
50 MΩ	0,001 MΩ	± 2,0% + 10 St.	
* Bei Verwendung der relativ Modus (REL Ω) zum Ausgleich des Offsets.			
Temperatur (Typ-K)	Bereich	Auflösung	Genauigkeit
	-200 ~ 1350 °C -200 ~ 2462 °F	0,1 °C 0,1 °F	± 1,0% + 3,0 °C ± 1,0% + 5,4 °F
1. Spezifikation enthält nicht den Messfehler des angeschlossenen Temperatursensors. 2. Genauigkeit der angegebenen Spezifikation setzt eine Stabilität der Umgebungstemperatur von ± 1,0 °C voraus.			
Kapazität	5 nF *	0,001 nF	± 1,5% + 20 St.
	50 nF	0,01 nF	± 1,5% + 8 St.
	500 nF	0,1 nF	± 1,0% + 8 St.
	5 µF	0,001 µF	± 1,5% + 8 St.
	50 µF	0,01 µF	± 1,0% + 8 St.
	500 µF	0,1 µF	± 1,5% + 8 St.
10 mF	0,01 mF	± 2,5% + 20 St.	
* Mit einem Folienkondensator oder besser, ist es sinnvoll die Relativwert-Funktion (REL Δ) zu verwenden, um die Anzeige auf null zu setzen.			
Tastverhältnis	0,1 ~ 99,90%	0,01 %	± 1,2% v.M.+2 St.
	Pulsweite: 100 µs ~ 100ms		
	Frequenz: 5 Hz ~ 150 kHz		

Frequenz (Rechteck)	
9 Hz	0,0001 Hz
90 Hz	0,001 Hz
900 Hz	0,01 Hz
9 kHz	0,0001 kHz
90 kHz	0,001 kHz
900 kHz	0,01 kHz
10 MHz	0,001 MHz
Empfindlichkeit: 2V _{eff} minimum bei 20% ~ 80% Tastverhältnis (duty cycle) und <100 kHz; 5V _{eff} minimum bei 20% ~ 80% Tastverhältnis (duty cycle) und >100 kHz	
± 0,01% + 5 St.	
Nicht spezifiziert	

Frequenz (Sinus)	
9 Hz ~ 10 MHz	0,0001 Hz ~ 0,0001 MHz
Empfindlichkeit: min. 2V _{eff}	
± 0,5% v.M.	

Gleichstrom (DCA)	
500 µA	0,01 µA
5000 µA	0,1 µA
50 mA	0,001 mA
500 mA	0,01 mA
10 A	0,001 A
± 0,2% + 5 St.	
± 0,3% + 8 St.	
± 0,5% + 8 St.	

Wechselstrom (ACA)	
500 µA	0,01 µA
5000 µA	0,1 µA
50 mA	0,001 mA
500 mA	0,01 mA
10 A	0,001 A
(20A: maximal 30 Sekunden mit reduzierter Genauigkeit)	
Alle Wechselstrombereiche sind von 5% bis 100% des Messbereiches spezifiziert.	
< 1 kHz	< 5 kHz
± 0,8% + 5 St.	± 3,0% + 5 St.

Anlage 19 Auszug PeakTech® R TF-30 Datenblatt

Beschreibung

Diese Temperatursonde ist ein Typ-K-Thermoelement (NiCrNi). Die Temperatursonde kann für alle unserer im Programm dargestellten Digital-Thermometer eingesetzt werden.

Technische Merkmale

- Misst Temperaturen bis 500°C
- Stab - Temperatursonde zur Oberflächentemperaturmessung
- Typ-K Anschluss für alle gängigen Messgeräte

Spezifikationen

Bauform: Oberflächen-Temperaturfühler

Länge Fühler: 200mm

Länge Leitung: ca. 200cm

Ø Sonde: 14mm

Temp. max.: 500 °C

Temp. min.: -50 °C

[44, S. 1 bis 2]

Anlage 20 Zusammenfassung der Versuchsdaten unter Temperatureinfluss

Proben-num-mer [-]	Prüf-tempe-ratur [°C]	Beschleunig-ung [g]	Trigger-kraft [kN]	mittlere Axiallast [kN]	CFE [%]	Defromations-arbeit [J]	Deformations-länge [mm]	Faltungs-beginn [-]	Faltungs-anzahl [Stk]
T1	P01	-2.93	62.05	26.85	43.27	1867.18	69.55	Oben	5
	P03	-2.83	68.44	26.64	38.93	1846.54	69.31	Unten	5
	P04	-2.85	66.17	26.87	40.61	1811.31	67.40	Oben	5
	P06	-2.94	63.85	26.96	42.23	1855.91	68.84	Unten	5
	P07	-2.81	63.73	25.89	40.63	1835.13	70.87	Unten	5.5
	P08	-2.83	64.62	25.71	39.79	1850.28	71.96	Unten	5
	P09	-2.71	64.41	25.70	39.89	1848.50	71.94	Unten	5
	P10	-3.08	67.18	27.60	41.08	1842.01	66.74	Unten	5
	P34	-2.87	68.46	27.45	40.09	1846.44	67.28	Oben	5
	P35	-2.80	67.50	26.59	39.39	1847.70	69.49	Oben	5
T2	P11	-3.40	72.36	30.24	41.78	1769.41	58.52	Unten	4
	P12	-3.45	72.83	31.04	42.62	1762.60	56.79	Oben	4
	P13	-3.55	74.20	31.53	42.50	1725.31	54.71	Unten	4
	P14	-3.39	73.08	31.05	42.49	1812.52	58.37	Oben	4.5
	P15	-3.25	74.34	31.46	42.31	1785.30	56.76	Oben	4
	P16	-3.47	81.93	31.22	38.10	1802.48	57.74	Unten	4
	P17	-3.50	79.15	33.18	41.92	1785.40	53.81	Oben	4.5
	P18	-3.59	83.56	32.88	39.35	1807.65	54.98	Oben	4
	P19	-3.31	82.75	31.69	38.30	1790.62	56.50	Oben	4.5
	P20	-3.28	80.62	32.38	40.17	1847.88	57.06	Unten	4
P36	-3.37	73.65	31.30	42.50	1810.84	57.85	Unten	4	

Anlage 21 Johnson-Cook-Modelle

Kürzel	Werkstoff-Bez.	A [MPa]	B [MPa]	n	C	m	ϵ_{ref}	Quelle
A	AISI304L	310	1000	0.65	0.07	1	1	LAAKSO et al. [39, S. 451]
B	AISI316L	305	1161	0.61	0.01	1	1	BEVAN et al. [45, S. 581]
C	AISI316L	514	1472	0.61	0.01	1	1	BEVAN et al. [45, S. 581]
D	AISI316L	301	1472	0.807	0.09	1	1	BEVAN et al. [45, S. 581]
E	AISI316L	514	514	0.533	0.042	1	1	BEVAN et al. [45, S. 581]
F	AISI316L	514	514	0.508	0.042	0.533	0.001	KARKALOS et al. [46, S. 111]
G	AISI316L	301	1472	0.807	0.09	0.623	0.001	KARKALOS et al. [46, S. 111]
H	AISI316L	301	1161	0.1	0.01	1.041	1	KARKALOS et al. [46, S. 111]
I	AISI316L	280	1750	0.8	0.1	0.85	0.02	KARKALOS et al. [46, S. 111]
J	304	566	832.8	0.5647	0.02876	1	0.008	SONG et al. [47, S. 41]
K	304	546	851	0.5075	0.0275	1	0.01	SONG et al. [47, S. 41]
L	AISI316L	600	693.5	0.6361	0.0375	0.6361	0.004	BROCK et al. [48, S. 289]
M	AISI304L	339.7	1095.6	0.801	0.026	1	0.01	BJÖRKSTRÖM [49]
N	SS316L	490	600	0.21	0.015	0.6	1	ELKASEER et al. [50, S. 4]
O	AISI 304	280	802.5	0.622	0.0799	1	1	KRASAUSKAS et al. [51]
P	304 SS	260	1350	0.62	0.02	1	1	DAVIS [52, S. 19]
Q	304	452	694	0.311	0.0067	0.996	0.001	ZOU et al. [53, S. 2248]
R	AISI316L	400	750	0.5	0.04	0.5	1	BENMEDDOUR [54, S. 296]
S	AISI316L	412	761	0.51	0.038	0.52	1	BENMEDDOUR [54, S. 296]
T	AISI316L	280	1750	0.8	0.1	0.85	200	UMBRELLO et al. [55, S. 464]
U	304L	516.45	812.39	0.7042	0.0117	0.7383	0.001	RANGAPURAM et al. [56, S. 773]
V	304L	491.83	571.4	0.6422	0.0118	0.7727	0.001	RANGAPURAM et al. [56, S. 773]

Anlage 22 LS-Dyna Keyword für Vergleichs Simulation

```

*KEYWORD
*TITLE
$#
Crashbox under temperature
*CONTROL_ACCURACY
$#   osu      inn      pidosu      iacc      exacc
      0        4        0          0        0.0
*CONTROL_CONTACT
$#   slsfac   rwpnal   islchk   shlthk   penopt   thkchg   orien   enmass
      0.1     0.0     2        2        1        0        1        0
$#   usrstr   usrfrc   nsbcs   interm   xpene    ssthk   ecdt   tiedprj
      0        0        0        0        4.0     1        0        0
$#   sfric    dfric    edc     vfc     th       th_sf   pen_sf
*CONTROL_CONTACT
$#   ignore   frceng   skiprwg  outseg   spotstp  spotdel  spothin
*CONTROL_CONTACT
$#   isym     nserod   rwgaps   rwgdt   rwksf    icov     swradf  ithoff
      0        0        1        0.0     1.0     0        0.0     0
$#   shledg   pstiff   ithcnt   tdcnof   ftall    unused   shltrw  igactc
      0        0        0        0        0        0        0.0     0
*CONTROL_OUTPUT
$#   npopt    neecho   nrefup   iaccop   opifs    ipnint   ikedit   iflush
      0        0        0        0        0.0     0        100     5000
$#   iprtf    ierode   tet10s8  msgmax   ipcurv   gmdt    ipldblt  eocs
      0        0        2        1        0        0.0     0        0
*CONTROL_SHELL
$#   wrpang   esort    irnxx    istupd   theory   bwc     miter    proj
      20.0    0        -1       1        2        2        1        0
$#   rotascl  intgrd   lamsht   cstyp6   thshel
      1.0    0        0        1        0
$#   psstupd  sidt4tu  cntco    itsflg   irquad   w-mode  stretch  icrq
      0        0        0        0        3        0        0        0
$#   nfail1   nfail4   psnfail  keepcs   delfr    drcpsid  drcprm   intperr
      0        0        0        0        0        0        1.0     0
*CONTROL_SOLUTION
$#   soln     nlq      isnan    lcint    lcacc    ncdf     nocop
      2        0        0        100     0        1        0
*CONTROL_TERMINATION
$#   endtim   endcyc   dtmin    endeng   endmas   nosol
      0.035  0        0.0     0.01.000000E8  0
*CONTROL_THERMAL_NONLINEAR
$#   refmax   tol      dcp     lumpbc   thlst1  nlthpr  phchpn
      1001.00000E-4  0.5     0        0.0     0        0        100.0
*CONTROL_THERMAL_SOLVER
$#   atype    ptype    solver   -        gpt     eqheat   fwork    sbc
      1        1        30      8        1.0     1.0     0.0
*CONTROL_THERMAL_TIMESTEP
$#   ts       tip      its      tmin     tmax    dtemp    tscp     lcts
      0        0.5     0.001   0.0     0.0     1.0     0.5     0
*CONTROL_TIMESTEP
$#   dtinit   tssfacs  isdo     tslimt   dt2ms   lctm     erode    ms1st
      0.0     0.9     0        0.0     0.0     0        0        0
*CONTACT_AUTOMATIC_SINGLE_SURFACE_ID
$#   cid
1Single_Surface
$#   surfa    surfb   surfatyp  surfbtyp  saboxid  sbboxid  sapr     sbpr
      1        0        3        0        0        0        0        0
$#   fs       fd      dc        vc        vdc     penchk   bt       dt
      0.0     0.0     0.0     0.0     0.0     0        0.01.00000E20
$#   sfsa     sfsb    sast      sbst     sfsat   sfsbt   fsf     vsf
      1.0     1.0     0.0     0.0     1.0     1.0     1.0     1.0
$#   soft     sofsc1  lcidab   maxpar   sbopt   depth   bsort   frcfrq
      2        0.1     0        1.025   3.0     2        25     1

```

```

$# penmax thkopt shlthk snlog isym i2d3d sldthk sldstf
   0.0      0      0      0      0      0      0.0      0.0
$# igap ignore dprfac dtstif unused unused flangl cid_rcf
   1      0      0.0    0.0      0      0      0.0      0
*CONTACT_AUTOMATIC_SURFACE_TO_SURFACE_ID
$# cid title
   2Dropmass-Tube
$# surfa surfb surfatyp surfbtyp saboxid sbboxid sapr sbpr
   1      2      3      3      0      0      0      0
$# fs fd dc vc vdc penchk bt dt
   0.2    0.18  0.5    0.0    0.0      0.01.00000E20
$# sfsa sfsb sast sbst sfsat sfsbt fsf vsf
   1.0    1.0      1.0    1.0    1.0    1.0    1.0    1.0
$# soft sofsc1 lcidab maxpar sbopt depth bsort frcfrq
   2      0.1      0    1.025  4.0    2      0      1
$# penmax thkopt shlthk snlog isym i2d3d sldthk sldstf
   0.0      0      0      0      0      0      0.0      0.0
$# igap ignore dprfac dtstif unused unused flangl cid_rcf
   1      0      0.0    0.0      0      0      0.0      0
*CONTACT_AUTOMATIC_SURFACE_TO_SURFACE_ID
$# cid title
   3Bottom-Tube
$# surfa surfb surfatyp surfbtyp saboxid sbboxid sapr sbpr
   1      3      3      3      0      0      0      0
$# fs fd dc vc vdc penchk bt dt
   0.2    0.18  0.5    0.0    5.0      0.01.00000E20
$# sfsa sfsb sast sbst sfsat sfsbt fsf vsf
   1.0    1.0      1.0    1.0    1.0    1.0    1.0    1.0
$# soft sofsc1 lcidab maxpar sbopt depth bsort frcfrq
   2      0.1      0    1.025  4.0    2      0      1
$# penmax thkopt shlthk snlog isym i2d3d sldthk sldstf
   0.0      0      0      0      0      0      0.0      0.0
$# igap ignore dprfac dtstif unused unused flangl cid_rcf
   1      0      0.0    0.0      0      0      0.0      0
*MAT_RIGID_TITLE
Dropmass
$# mid ro e pr n couple m alias
   22.00000E-5 180000.0 0.3 0.0 0.0 0.0
$# cmo con1 con2
   1.0      4      7
$#lco or a1 a2 a3 v1 v2 v3
   0.0
*MAT_RIGID_TITLE
Bottom
$# mid ro e pr n couple m alias
   32.00000E-5 190000.0 0.3 0.0 0.0 0.0
$# cmo con1 con2
   1.0      7      7
$#lco or a1 a2 a3 v1 v2 v3
   0.0
*MAT_JOHNSON_COOK_TITLE
MAT015-AISI304
$# mid ro g e pr dtf vp rateop
   77.90000E-9 86000.0 193000.0 0.27 0.0 0.0 0.0
$# a b n c m tm tr epso
   380.0 1600.0 0.8 0.095 0.48 1673.0 260.0 0.0026
$# cp pc spall it d1 d2 d3 d4
5.000000E8 0.0 2.0 0.0 0.0 0.0 0.0 0.0
$# d5c2/p/xnp/d erod efmin numint k eps1
   0.0 0.0 0.01.00000E-6 0.0 0.0 0.0
*MAT_THERMAL_ISOTROPIC
$# tmid ro tgrlc tgmult tlat hlat
   1      0.0 0.0 0.0 0.0 0.0
$# hc tc
5.000000E8 0.0162
*PART
$# title
Tube

```

```

$#      pid      secid      mid      eosid      hgid      grav      adpopt      tmid
      1          1          7          0          1          0          0          1
*SECTION_SHELL_TITLE
Shell_1
$#      secid      elform      shrf      nip      propt      qr/irid      icip      setyp
      1          2      0.8333      5          1.0          0          0          1
$#      t1          t2          t3          t4          nloc      marea      idof      edgset
      1.0        1.0          1.0          1.0          0.0          0.0          3.0          0
*HOURLASS_TITLE
Hourglass_V2A
$#      hgid      ihq      qm      ibq      q1      q2      qb/vdc      qw
      1          4      0.03      0          1.5          0.06          0.1          0.1
*PART
$#
Dropmass
$#      pid      secid      mid      eosid      hgid      grav      adpopt      tmid
      2          2          2          0          0          0          0          1
*SECTION_SOLID_TITLE
Solid
$#      secid      elform      aet      unused      unused      unused      cohoff      gaskeit
      2          1          0          0          0          0          0.0          0.0
*PART
$#
Bottom
$#      pid      secid      mid      eosid      hgid      grav      adpopt      tmid
      3          2          3          0          0          0          0          1

```