

Manuel Roth

Zur Berechnung von Bauteilen in hybrider Bauweise unter ballistischer Beanspruchung

Hybrid structures under ballistic loading

Mechanik, Werkstoffe und Konstruktion im Bauwesen

Band 48

Institutsreihe zu Fortschritten bei Mechanik, Werkstoffen, Konstruktionen, Gebäudehüllen und Tragwerken.

Manuel Roth

Zur Berechnung von Bauteilen in hybrider Bauweise unter ballistischer Beanspruchung

Hybrid structures under ballistic loading

Manuel Roth
Institut für Mechanik und Materialforschung
Technische Hochschule Mittelhessen
Germany

Vom Fachbereich 13 – Bau- und Umweltingenieurwissenschaften
der Technischen Universität Darmstadt

zur Erlangung des akademischen Grades eines
Doktor-Ingenieurs (Dr.-Ing.)
genehmigte Dissertation von

Manuel Roth, M.Sc.

aus Mannheim

Gutachter: Prof. Dr.-Ing. Jens Schneider
Prof. Dr.-Ing. habil. Stefan Kolling

Tag der Einreichung: 26.08.2016

Tag der mündlichen Prüfung: 20.12.2016

Darmstadt 2016

D17

Mechanik, Werkstoffe und Konstruktion im Bauwesen
ISBN 978-3-662-54685-7 ISBN 978-3-662-54686-4 (eBook)
DOI 10.1007/978-3-662-54686-4

Die Deutsche Nationalbibliothek verzeichnet diese Publikation in der Deutschen Nationalbibliografie; detailierte bibliografische Daten sind im Internet über <http://dnb.d-nb.de> abrufbar.

Springer Vieweg

© Springer-Verlag GmbH Deutschland 2017

Das Werk einschließlich aller seiner Teile ist urheberrechtlich geschützt. Jede Verwertung, die nicht ausdrücklich vom Urheberrechtsgesetz zugelassen ist, bedarf der vorherigen Zustimmung des Verlags. Das gilt insbesondere für Vervielfältigungen, Bearbeitungen, Übersetzungen, Mikroverfilmungen und die Einspeicherung und Verarbeitung in elektronischen Systemen.

Die Wiedergabe von Gebrauchsnamen, Handelsnamen, Warenbezeichnungen usw. in diesem Werk berechtigt auch ohne besondere Kennzeichnung nicht zu der Annahme, dass solche Namen im Sinne der Warenzeichen- und Markenschutz-Gesetzgebung als frei zu betrachten wären und daher von jedermann benutzt werden dürften.

Der Verlag, die Autoren und die Herausgeber gehen davon aus, dass die Angaben und Informationen in diesem Werk zum Zeitpunkt der Veröffentlichung vollständig und korrekt sind. Weder der Verlag noch die Autoren oder die Herausgeber übernehmen, ausdrücklich oder implizit, Gewähr für den Inhalt des Werkes, etwaige Fehler oder Äußerungen. Der Verlag bleibt im Hinblick auf geografische Zuordnungen und Gebietsbezeichnungen in veröffentlichten Karten und Institutionsadressen neutral.

Gedruckt auf säurefreiem und chlorfrei gebleichtem Papier

Springer Vieweg ist Teil von Springer Nature
Die eingetragene Gesellschaft ist Springer-Verlag GmbH Deutschland
Die Anschrift der Gesellschaft ist: Heidelberger Platz 3, 14197 Berlin, Germany

Danksagung

Die vorliegende Arbeit entstand während meiner Tätigkeit als wissenschaftlicher Mitarbeiter am Institut für Mechanik und Materialforschung der Technischen Hochschule Mittelhessen, Gießen, in Kooperation mit der Technischen Universität Darmstadt. Das Forschungsprojekt wurde vom Bundesministerium für Wirtschaft und Energie im Zentralen Innovationsprogramm Mittelstand (ZIM) unter der Projektnummer KF2178002 gefördert.

Daher gilt mein besonderer Dank Herrn Prof. Dr.-Ing. habil. Stefan Kolling für die Antragstellung sowie die Betreuung der Arbeit. Während der Zeit an seinem Institut konnte ich zahlreiche Einblicke in die Modellierung verschiedenster Werkstoffe erhalten und mich persönlich weiterentwickeln.

Außerdem danke ich Prof. Dr.-Ing. Jens Schneider der Technischen Universität Darmstadt für die stets freundliche Unterstützung sowie Begutachtung der Arbeit.

Außerordentlicher Dank gilt meinen beiden Kollegen Andreas Rühl und Christian Alter, die ihre Arbeiten im gleichen Zeitraum am IMM abgeschlossen haben. Auch bei den Kollegen Michael Neubert sowie Lothar Pfeil bedanke ich mich für die Bereitstellung von Versuchs- und Messtechnik am Fachbereich sowie Unterstützung bei der Versuchsdurchführung.

Bei Peter Reithofer der Firma 4a Engineering, Traboch, Österreich, bedanke ich mich für die Unterstützung durch Diskussion und Softwarebereitstellung zur Modellierung von glasfaserverstärkten Werkstoffen.

Mein Dank gilt auch der Abteilung Forschung, Transfer und wissenschaftlicher Nachwuchs der THM in Person von Dr. Bärbel Grieb für das Management des ZIM-Projekts sowie die Unterstützung im Rahmen der strukturierten Doktorandenausbildung.

Abschließend bedanke ich mich bei meiner Frau Verena, die mich immer wieder liebevoll an die richtige Priorisierung meiner Interessen erinnert hat.

Darmstadt, im August 2016

Manuel Roth

Kurzfassung

Das mechanische Verhalten von metallischen Werkstoffen unter hohen Dehnraten wurde in der Vergangenheit vielfach erforscht und diskutiert. Für thermoplastische und duroplastische Polymere ergeben sich weiterhin offene Fragen.

Die vorliegende Arbeit stellt Untersuchungen vor, die sich mit dem Widerstand unterschiedlicher Werkstoffe gegen ballistische Bedrohungen befassen. Die Werkstoffe werden anhand ihres Verhaltens als dünnes Ziel bewertet. Die Ziele werden durchschossen und die Restgeschwindigkeit sowie die Kraftantwort an einer im Versuchsaufbau rückseitig angebrachten Lagerung gemessen.

Die wissenschaftliche Fragestellung der Untersuchung ist, wie sich nicht-metallische Ersatzwerkstoffe unter ballistischer Belastung im Vergleich zu metallischen Werkstoffen verhalten, und wie die Werkstoffe ihre Schutzleistung im hybriden Schichtaufbau steigern. Als Referenzwerkstoffe werden Vergleichsmessungen mit dem Panzerstahl Armox 440T und der Aluminiumlegierung AA7020-T651 durchgeführt. Thermoplastische Werkstoffe werden durch das Polycarbonat Makrolon GP repräsentiert. Als Variante eines faserverstärkten Verbundwerkstoffs werden Untersuchungen anhand von DuroProtect 5000 durchgeführt. Zur systematischen Charakterisierung der Materialien werden quasistatische und dynamische Zugversuche, Drei-Punkt-Biegeversuche und Durchstoßversuche unter dem Einfluss einer definierten Umgebungstemperatur herangezogen.

Die Versuchskonfiguration wird mit Hilfe der numerischen Simulation optimiert und die durchgeführten ballistischen Versuche für weitergehende Geschwindigkeitsbereiche ausgewertet. Zur Beschreibung des Werkstoffverhaltens unter hohem hydrostatischen Druck werden Kennwerte aus der Literatur verwendet. Insgesamt können die ermittelten Werkstoffparameter genutzt werden, um die Materialien unter ballistischer Belastung zu beschreiben.

In einer abschließenden Diskussion werden die experimentellen und simulativen Ergebnisse aller Werkstoffe gegenüber gestellt und die Effektivität bewertet. Eine Steigerung der Schutzleistung konnte experimentell gezeigt und numerisch abgebildet werden. Die Ergebnisse sind geeignet, weitere Versuche zu konzipieren und einen Schutzaufbau mit gesteigertem Widerstandsgrad zu entwickeln.

Abstract

The mechanical behavior of metallic materials under high strain rates has been investigated and discussed extensively in the past. For thermoplastic polymers and thermosets there remain still some open questions.

This work presents investigations dealing with the resistance of different materials to ballistic threats. The materials are studied as thin targets, classified by their behavior of complete perforation. The targets are penetrated by the projectile and the residual velocity as well as the force response are measured on a bearing mounted on the backside of the test setup.

The scientific question of the investigation is: how do non-metallic substitute materials perform under ballistic loading in comparison to metallic materials, and how does the protection performance of the materials increase in a hybrid layer configuration? The reference materials used are the armour steel Armox 440T and the aluminum alloy AA7020-T651. Thermoplastic materials are represented by the polycarbonate Makrolon GP. As a variant of a fiber-reinforced composite material, investigations are carried out using DuroProtect 5000. For the systematic characterization of the materials, quasistatic and dynamic tensile tests, three-point bending tests and punch tests are used under the influence of different ambient temperatures.

The experimental configuration is optimized with the help of the numerical simulation. To describe the material behavior under high hydrostatic pressure, characteristic values from the literature are used. Overall, the determined material parameters can be used to describe the materials under ballistic loading.

In a concluding discussion, the experimental results and the results of the numerical simulation for all materials are compared and the effectiveness is assessed. An increase in the protection performance could be shown experimentally and numerically. The results are suitable for designing further tests and for developing a protective structure with an increased performance.

Inhaltsverzeichnis

Symbolverzeichnis	xiii
Abkürzungsverzeichnis	xvii
1 Einführung	1
2 Theoretische Grundlagen	3
2.1 Spannungen, Verzerrungen und Konstitutivgesetz	3
2.1.1 Uniaxialer Spannungszustand	10
2.1.2 Uniaxialer Dehnungszustand	14
2.1.3 Nichtlineare Zustandsgleichung für Feststoffe	15
2.2 Wellenausbreitung und Stoßwellen	20
2.3 Faserverbundwerkstoffe	25
3 Stand von Forschung und Technik	27
3.1 Schutzsysteme	27
3.2 Analytische Methoden	28
3.3 Numerische Methoden	32
3.3.1 Materialmodelle zur Stoßwellenbeschreibung	33
3.3.2 Materialmodelle zur Beschreibung anisotroper Werkstoffe	35
4 Modellsystem	37
4.1 Kriterien der Werkstoffauswahl	37
4.2 Konzeptentwicklung für die ballistischen Versuche	39
4.3 Beschreibung des numerischen Modells	46
4.4 Netzkonvergenzstudie	47
5 Untersuchungen zu Panzerstahl Armox 440T	51
5.1 Allgemeines	51
5.2 Experimentelle Untersuchungen	53
5.3 Numerische Untersuchungen	54
6 Untersuchungen zu Aluminium AA7020-T651	61
6.1 Allgemeines	61

6.2	Literatur	63
6.3	Experimentelle Untersuchungen	65
6.3.1	Zugversuche	65
6.3.2	Drei-Punkt-Biegeversuche	67
6.3.3	Durchstoßversuche	69
6.3.4	FSP-Beschussversuche	71
6.4	Numerische Untersuchungen	73
7	Untersuchungen zu Polycarbonat Makrolon GP	83
7.1	Allgemeines	83
7.2	Literatur	84
7.3	Experimentelle Untersuchungen	86
7.3.1	Zugversuche	86
7.3.2	Drei-Punkt-Biegeversuche	88
7.3.3	Durchstoßversuche	90
7.3.4	FSP-Beschussversuche	93
7.4	Numerische Untersuchungen	97
8	Untersuchungen zu DuroProtect 5000	111
8.1	Allgemeines	111
8.2	Literatur	113
8.3	Experimentelle Untersuchungen	114
8.3.1	Drei-Punkt-Biegeversuche	114
8.3.2	Durchstoßversuche	117
8.3.3	FSP-Beschussversuche	118
8.4	Numerische Untersuchungen	121
9	Vergleich der Werkstoffe unter FSP-Beschuss	133
10	Zusammenfassung und Ausblick	141
	Literaturverzeichnis	143

Symbolverzeichnis

Elastizität

E	Elastizitätsmodul
e	Energie
F	Kraft
G	Schubmodul
I_i	Invariante des Spannungstensors
J_i	Invariante des Spannungsdeviators
J	rel. Volumen
K	Kompressionsmodul
m	Masse
p	Druck
t	Zeit
V	Volumen
x	Ort
ε_v	vol. Dehnung
κ	Mehrachsigkeit
ν	Querkontraktionszahl
ρ	Dichte
σ_{VM}	Vergleichsspannung
$\mathbf{1}$	Einheitstensor
\mathbf{E}	Green-Lagrange Verzerrungstensor
$\boldsymbol{\varepsilon}$	Verzerrungstensor
\mathbf{F}	Deformationsgradient
\mathbf{H}	Verschiebungsgradient

\mathbf{s}	Spannungsdeviator
$\boldsymbol{\sigma}$	Spannungstensor
$\underline{\mathbf{C}}$	Elastizitätstensor

Plastizität

A_5	Bruchdehnung, $k = 5$
A_{50}	Bruchdehnung, $k = 50$
D	Schädigung
E_T	Tangentenmodul
H	Schmachtenberg-H
k	Geometrieverhältnis
m	Formparameter
n	Schädigungsexponent
R_m	Zugfestigkeit
R_{p02}	0.2% Dehngrenze
ν_p	Viskositätsparameter
ε_f	Versagensdehnung
$\dot{\varepsilon}$	Dehnrage
σ_y	Fließgrenze

Schutztechnik

A	Fläche
a	LJ-Parameter
E_M	Masseneffektivität
fg	Flächengewicht
p	LJ-Parameter
r	Radius
t	Plattendicke
TE	Dickeneffektivität
v_{50}	Grenzgeschwindigkeit
ϑ	Effektivität

Thermodynamik

c_v	vol. Wärmekapazität
α	lin. Wärmeausdehnungskoeffizient
α_v	vol. Wärmeausdehnungskoeffizient
λ	Wärmeleitfähigkeit

Verbundwerkstoffe

E_P	E-Modul parallel
f	Fasergehalt
K_c	Schlagzähigkeit parallel
S_L	Schubfestigkeit
X_c	Druckfestigkeit parallel
X_t	Zugfestigkeit parallel
Y_c	Druckfestigkeit senkrecht
Y_t	Zugfestigkeit senkrecht
σ_f	Versagensspannung

Wellenmechanik

a	Grüneisen-Korrekturfaktor
C	Wellengeschwindigkeit
S_i	Formfaktor
U_i	Geschwindigkeit
Z_i	Impedanz
γ_0	Grüneisen-Gamma
μ	Volumetrischer Parameter

Abkürzungsverzeichnis

AA	Aluminium Alloy	HL	Hohlladung
biax	biaxial	HRC	Härte nach Rockwell
BZ	Becker-Zugstab	HS	High-Speed
CS	Cowper-Symonds	HU	Halb-Unendliches Ziel
DIN	Deutsche Industrie Norm	IED	improvised explosive device
DMA	Dynamisch-Mechanische Analyse	JC	Johnson-Cook
DMS	Dehnungsmessstreifen	LASL	Los Alamos Shock Laboratory
DP	DuroProtect	lin	linear
EFP	Explosively Formed Projectile	LJ	Lambert-Jonas
elast	elastisch	MOUT	Military Operations in Urban Terrain
EN	Europäische Norm	NATO	North Atlantic Treaty Organization
EOS	Equation of State	nlin	nicht-linear
EP	Epoxidharz	PA	Polyamid
FEM	Finite-Element-Methode	PBT	Polybutylenterephthalat
FSP	Fragment Simulating Projectile	PC	Polycarbonat
GF	Glasfaserverstärkt	PE	Polyethylen
GOM	Gesellschaft für optische Messtechnik	perf	perfekt
HBW	Härte nach Brinell	PF	Phenolharz
HEL	Hugoniot Elastic Limit	plast	plastisch

PMMA	Polymethylmetacrylat	sym	symmetrisch
POM	Polyoxymethylen		
PP	Polypropylen	UD	unidirektional
PPI	Planar-Platten Impakt Test	UP	Polyesterharz
PVC	Polyvinylchlorid	USBV	Unkonventionelle Spreng- und Brandvorrichtung
Pz	Panzer		
RHA	rolled homogeneous armor		
RI	Recht-Ipson	VE	Vinylesterharz

1 Einführung

Das Verhalten von metallischen Werkstoffe unter dynamischer Belastung wurde bereits vielfältig untersucht und erforscht. Es liegen umfangreiche Ergebnisse zu verschiedenen Legierungen unter den unterschiedlichsten Beanspruchungsarten vor. Dabei wurden die einzelnen Ergebnisse zahlreich bewertet und in der Literatur diskutiert. Als Beispiel für den Einsatz von Materialien unter einer Belastung mit hohen Dehnraten sei der Schutzaufbau gegen ballistische Bedrohungen an der äußeren Struktur eines gepanzerten Fahrzeugs genannt.

Bei einem solchen Schutzaufbau steht das Ziel, die Bedrohung für die Insassen unschädlich zu machen, im Vordergrund. Um dieses Ziel zu erreichen ist zu bedenken, dass die Wirkmechanismen von Bedrohung zu Bedrohung sehr unterschiedlich sein können. So kann die Belastung mit einem spitzen Gegenstand zu einem lateralen Auseinanderschleiben der Werkstoffstruktur führen, während ein stumpfer Gegenstand zu einem Stapeln der Struktur führt. Ein Schutzaufbau muss daher so gestaltet sein, dass polyvalent gegen verschiedene Wirkmechanismen geschützt werden kann. Dabei bringen die unterschiedlichen Eigenschaften verschiedener Werkstoffe Vorteile. Ein hybrider Schutzaufbau, bestehend aus mehreren Schichten verschiedener Werkstoffe, kann die polyvalente Schutzfunktion am Besten erreichen.

Als Ergänzung zu metallischen Werkstoffen kommen thermoplastische und duroplastische Polymere in Betracht. Im polyvalenten Schutz übernehmen sie andere Aufgaben als metallische Werkstoffe und beinhalten ein Leichtbau-Potential. Gleichzeitig sind fundierte Erfahrungen im Umgang mit Polymeren vorhanden, was den Einstieg in die Technologie dieser Werkstoffe erleichtert. Teilweise sind technische Polymere teurer als Stahl. Der Einsatz von Polymeren als Ersatzwerkstoff ist also vor allem dann begründet, wenn die Gewichtseinsparung zusätzlich eine bessere Schutzperformance mit sich bringt und man dadurch technisch einen alternativlosen Vorteil erreicht. Dies trifft zum Beispiel auf Anwendungen im Bereich der Luft- und Raumfahrt zu. Außerdem sind transparente Thermoplaste notwendig für die Entwicklung von transparentem Schutz in Kombination mit Glas.

Das Verhalten von thermoplastischen und duroplastischen Polymeren unter dem Einfluss hoher Verformungsgeschwindigkeiten ist ein aktuelles Forschungsfeld. Dabei steht die Frage im Vordergrund, wie sich diese Werkstoffe im Vergleich zu metallischen Legierungen verhalten. Können Polymere einen nennenswerten Beitrag in einem Schutzaufbau leisten? Wie verhält sich der Werkstoffe aufgrund einer Änderung der Dicke? Wie sieht das

Zusammenspiel der Ersatzwerkstoffe mit metallischen Werkstoffen aus? Bringen hybride Bauweisen einen Performancevorteil?

Die numerische Beschreibung der Ersatzwerkstoffe unter hohen Dehnraten ist ebenfalls Gegenstand aktueller Forschungen. Dabei steht die Betrachtung der Werkstoffe mit der Finiten Elemente Methode im Vordergrund. Modelle zum Abbilden der beobachteten Mechanismen sind aktuell in der Entwicklung. Eine zentrale Frage der Arbeit ist, wie die Charakterisierung der Werkstoffe erfolgen muss und welche Modelle zur Beschreibung des Verhaltens geeignet sind. Dabei wird auch das anisotrope Verhalten von duroplastischen Polymeren diskutiert.

2 Theoretische Grundlagen

In diesem Abschnitt werden die für die vorliegende Arbeit benötigten theoretischen Grundlagen zusammengefasst. Dazu gehören die Grundlagen der Mechanik wie die Definitionen von Spannung, Verzerrung und Materialgesetz. Für eine detaillierte Darstellung siehe Haupt [74], Hiermaier [75] oder Holzapfel [78]. Des Weiteren werden die Grundlagen für die Beschreibung anisotroper Werkstoffe sowie das Verhalten von Werkstoffen unter dynamischer Last und hohem Druck diskutiert. Untersuchungen und Methoden zum ballistischen Verhalten von Werkstoffen können unter anderem in Rosenberg und Dekel [135], Carlucci [29], Zukas [172] sowie Benson [17] und Anderson [2] gefunden werden.

Skalare Parameter werden im Folgenden als einfache Buchstaben geschrieben. Vektoren erhalten einen Vektorpfeil. Zweistufige Tensoren werden in fetter Schreibweise dargestellt. Der vierstufige Elastizitätstensor erhält zusätzlich zur fetten Schreibweise einen Unterstrich.

2.1 Spannungen, Verzerrungen und Konstitutivgesetz

Zur Bewertung des Belastungsgrades eines Werkstoffs in einem materiellen Punkt ergibt sich der Spannungstensor $\boldsymbol{\sigma}$ an diesem Punkt zu

$$\boldsymbol{\sigma} = \begin{pmatrix} \sigma_{11} & \sigma_{12} & \sigma_{13} \\ \sigma_{21} & \sigma_{22} & \sigma_{23} \\ \sigma_{31} & \sigma_{32} & \sigma_{33} \end{pmatrix} = \begin{pmatrix} \sigma_{11} & \sigma_{12} & \sigma_{13} \\ \sigma_{12} & \sigma_{22} & \sigma_{23} \\ \sigma_{13} & \sigma_{23} & \sigma_{33} \end{pmatrix} = \begin{pmatrix} \sigma_{11} & \sigma_{12} & \sigma_{13} \\ & \sigma_{22} & \sigma_{23} \\ \text{sym.} & & \sigma_{33} \end{pmatrix}. \quad (2.1)$$

Durch bilden des Momentengleichgewichts am Einheitselement kann gezeigt werden, dass der Spannungstensor $\boldsymbol{\sigma}$ symmetrisch ist.

Mit Hilfe des Theorems nach Cayley [30] und Hamilton [72] lässt sich die charakteristische Gleichung des Spannungstensors $\boldsymbol{\sigma}$ schreiben als

$$\boldsymbol{\sigma}^3 - I_1 \boldsymbol{\sigma}^2 + I_2 \boldsymbol{\sigma} - I_3 = 0. \quad (2.2)$$

Darin sind die Parameter σ die Eigenwerte des Spannungstensors $\boldsymbol{\sigma}$ und I_i dessen drei Invarianten. Sie sind unabhängig vom Koordinatensystem. Die erste Invariante I_1 entspricht der Summe der Diagonalelemente, also

$$I_1 = \sigma_{11} + \sigma_{22} + \sigma_{33}. \quad (2.3)$$

Der Druck entspricht dabei dem negativen Mittelwert der Diagonalelemente mit

$$p = -\frac{1}{3}I_1. \quad (2.4)$$

Wie später noch gezeigt wird, lässt sich der Spannungstensor aufspalten in einen hydrostatischen und einen deviatorischen Anteil. Vom deviatorischen Anteil lassen sich die Invarianten ebenfalls mit Hilfe der charakteristischen Gleichung identifizieren. Sie werden mit J_i bezeichnet.

Die zweite deviatorische Invariante ist die am häufigsten verwendete Invariante, sie ist definiert als

$$J_2 = -\frac{1}{2}(s_{11}s_{11} + 2s_{12}s_{12} + 2s_{13}s_{13} + s_{22}s_{22} + 2s_{23}s_{23} + s_{33}s_{33}). \quad (2.5)$$

Darin sind die Parameter s_{ij} die Komponenten des deviatorischen Anteils des Spannungstensors $\boldsymbol{\sigma}$.

Mit Hilfe der zweiten deviatorischen Invariante definierte von Mises [102], [103] die Vergleichsspannung als

$$\sigma_{\text{vM}} = \sqrt{3J_2} \quad (2.6)$$

welche nach ihm benannt wurde. Sie stellt für kubische Kristalle ein skalares Maß dar, welches zur Bewertung von mehrachsigen Spannungszuständen geeignet ist.

Die Verzerrungen eines Körpers werden damit noch nicht beschrieben. Dazu wird der Verschiebungsgradient \mathbf{H} mit

$$\mathbf{H} = \mathbf{F} - \mathbf{1} \quad (2.7)$$

definiert. Dieser entspricht dem Deformationsgradient \mathbf{F} abzüglich dem Einheitstensor $\mathbf{1}$. Der Deformationsgradient \mathbf{F} setzt sich dabei zusammen aus der Streckung und der Drehung eines materiellen Punktes eines Körpers bezogen auf seinen Ausgangszustand. Der Einheitstensor $\mathbf{1}$ beinhaltet nur die Werte 1 auf der Diagonalen und die Nebendiagonalelemente sind identisch Null.

Aus dem symmetrischen Anteil des Verschiebungsgradienten werden verschiedene Verzerrungsmaße gebildet. Das Green-Lagrange Verzerrungsmaß \mathbf{E} [62] [63] eignet sich für große Deformationen und ist definiert als

$$\mathbf{E} = \frac{1}{2}(\mathbf{H} + \mathbf{H}^T + \mathbf{H}^T \mathbf{H}). \quad (2.8)$$

Ein hochgestelltes T meint darin die Transponierte, also einen an seiner Diagonalen gespiegelten Tensor.

Zur Beschreibung kleiner Deformationen ist das linearisierte Verzerrungsmaß $\boldsymbol{\varepsilon}$ ausreichend mit

$$\boldsymbol{\varepsilon} = \frac{1}{2}(\mathbf{H} + \mathbf{H}^T) \quad (2.9)$$

beschrieben. Im Bereich kleiner Deformationen entspricht es dem Verzerrungsmaß nach Green-Lagrange \mathbf{E} .

Diese Gleichungen reichen nicht aus, um ein elastisches oder plastisches Werkstoffverhalten unter quasistatischer oder dynamischer Belastung zu beschreiben. Dazu ist ein Konstitutivgesetz notwendig. Dieses verknüpft die Spannungen mit den Verzerrungen abhängig vom Werkstoffverhalten. Für das Konstitutivgesetz sind Ansätze notwendig, welche sich eignen, das im Versuch ermittelte und beobachtete Werkstoffverhalten zu beschreiben. Diese Ansätze können entwickelt werden für elastisches und plastisches Materialverhalten, Schädigung und Versagen, quasistatische und dynamische Beanspruchung sowie thermische Lasten. Auch richtungsabhängige Ansätze zur Beschreibung anisotroper Werkstoffe sowie Homogenisierungsansätze zur Beschreibung inhomogener Werkstoffe sind verbreitet.

Das nach Hooke [79] benannte Konstitutivgesetz lautet

$$\boldsymbol{\sigma} = \underline{\mathbf{C}}\boldsymbol{\varepsilon}. \quad (2.10)$$

Es stellt die Verbindung zwischen den Verzerrungen $\boldsymbol{\varepsilon}$ und den Spannungen $\boldsymbol{\sigma}$ her. Dazu verwendet Hooke einen vierstufigen Tensor, den Elastizitätstensor $\underline{\mathbf{C}}$. Dabei geht Hooke davon aus, dass die auf den Körper einwirkenden Beanspruchungen eine dazu proportionale Verformung hervorrufen. Das Gesetz ist für viele Werkstoffe unter kleinen Deformationen gültig. Für plastisches Fließen oder hyperelastisches Materialverhalten sind jedoch andere Ansätze notwendig.

Der vierstufige Elastizitätstensor $\underline{\mathbf{C}}$ besitzt unter Berücksichtigung der Symmetrie 21 voneinander unabhängige Parameter. Damit kann vollständig anisotropes Materialverhalten beschrieben werden. Im Rahmen der Arbeit werden ausschließlich Werkstoffe mit mindestens orthotroper Symmetrie verwendet. Unter Verwendung der Notation nach Voigt [162]

kann die orthotrope Form des vierstufigen Elastizitätstensors als symmetrische, quadratische Matrix \mathbf{C} geschrieben werden als

$$\mathbf{C}^{\text{ortho}} = \begin{pmatrix} C_{11} & C_{12} & C_{13} & 0 & 0 & 0 \\ & C_{22} & C_{23} & 0 & 0 & 0 \\ & & C_{33} & 0 & 0 & 0 \\ & & & C_{44} & 0 & 0 \\ & & & & C_{55} & 0 \\ \text{sym.} & & & & & C_{66} \end{pmatrix}. \quad (2.11)$$

Werkstoffe ohne richtungsabhängiges Verhalten werden als isotrop bezeichnet. Für isotropes Verhalten reduzieren sich die 9 Parameter auf nur noch zwei Parameter entsprechend den Gleichungen

$$C_{11} = C_{22} = C_{33} = \frac{E(1-\nu)}{(1+\nu)(1-2\nu)} \quad (2.12)$$

$$C_{12} = C_{13} = C_{23} = \frac{E\nu}{(1+\nu)(1-2\nu)} \quad (2.13)$$

$$C_{44} = C_{55} = C_{66} = \frac{1}{2}(C_{11} - C_{12}). \quad (2.14)$$

Darin sind der Elastizitätsmodul E und die Querkontraktionszahl ν die bekannten Ingenieurkonstanten.

Unter Einschränkung von kleinen Deformationen und elastischen Materialverhaltens kann eine lineare Theorie entwickelt werden, siehe dazu Becker [16] und Greve [64]. Abhängig vom gewählten Verzerrungsmaß ergibt sich ein thermodynamisch konsistentes Spannungsmaß, siehe dazu Macvean [91].

Um den Spannungszustand genauer zu beschreiben, wird das Maß der Mehrachsigkeit verwendet. Die Mehrachsigkeit κ ist definiert als

$$\kappa = -\frac{p}{\sigma_{\text{VM}}}. \quad (2.15)$$

Die folgenden Abschnitte beschäftigen sich mit der Frage, wie sich ein Material unter hohem Druck verhält. Dazu wird der Spannungstensor $\boldsymbol{\sigma}$ in zwei Anteile zerlegt: einen An-

teil, der den hydrostatischen Druck beschreibt und einen zweiten, den vom hydrostatischen Druck verschiedenen Anteil, der sogenannte deviatorische Anteil $\mathbf{s} = \boldsymbol{\sigma} + p\mathbf{1}$.

$$\begin{pmatrix} \sigma_{11} & \sigma_{12} & \sigma_{13} \\ & \sigma_{22} & \sigma_{23} \\ \text{sym.} & & \sigma_{33} \end{pmatrix} = \begin{pmatrix} s_{11} & s_{12} & s_{13} \\ & s_{22} & s_{23} \\ \text{sym.} & & s_{33} \end{pmatrix} + \begin{pmatrix} -p & 0 & 0 \\ & -p & 0 \\ \text{sym.} & & -p \end{pmatrix} \quad (2.16)$$

$$\text{mit} \quad p = -\frac{1}{3}(\sigma_{11} + \sigma_{22} + \sigma_{33})$$

$$\text{und} \quad J_1 = s_{11} + s_{22} + s_{33} = 0$$

Unter hohem Druck sind die deviatorischen Elemente vernachlässigbar klein. Der Schubwiderstand des Werkstoffs ist gegenüber seinem Kompressionswiderstand um Größenordnungen kleiner. Die gleiche Zerlegung kann für den Verzerrungsratentensor $\dot{\boldsymbol{\epsilon}} = \dot{\boldsymbol{\epsilon}} + 1/3\dot{\epsilon}_v\mathbf{1}$ angewendet werden:

$$\begin{pmatrix} \dot{\epsilon}_{11} & \dot{\epsilon}_{12} & \dot{\epsilon}_{13} \\ & \dot{\epsilon}_{22} & \dot{\epsilon}_{23} \\ \text{sym.} & & \dot{\epsilon}_{33} \end{pmatrix} = \begin{pmatrix} \dot{\epsilon}_{11} & \dot{\epsilon}_{12} & \dot{\epsilon}_{13} \\ & \dot{\epsilon}_{22} & \dot{\epsilon}_{23} \\ \text{sym.} & & \dot{\epsilon}_{33} \end{pmatrix} + \frac{1}{3} \begin{pmatrix} \dot{\epsilon}_v & 0 & 0 \\ & \dot{\epsilon}_v & 0 \\ \text{sym.} & & \dot{\epsilon}_v \end{pmatrix} \quad (2.17)$$

$$\text{mit} \quad \dot{\epsilon}_v = \dot{\epsilon}_{11} + \dot{\epsilon}_{22} + \dot{\epsilon}_{33} = \frac{\dot{V}}{V}$$

Die Verzerrungsraten sind dabei als Zeitinkrement dargestellt. Anschaulich zeigt sich der volumetrische Anteil als Widerstand gegen eine Formänderung, während sich der deviatorische Anteil gegen eine Gestaltänderung richtet. Dies wird auch erkennbar, wenn die Beziehungen für ein isotropes, hypoelastisches Material geschrieben werden. Das deviatorische Spannungsinkrement $\dot{\mathbf{s}}$ folgt dabei mit

$$\dot{\mathbf{s}} = 2G\dot{\boldsymbol{\epsilon}} \quad (2.18)$$

aus dem deviatorischen Verzerrungsrateninkrement $\dot{\boldsymbol{\epsilon}}$, während der skalare Wert der Druckrate \dot{p} aus dem volumetrischen Anteil des Verzerrungsinkrements $\dot{\epsilon}_v$ folgt

$$\dot{p} = -K\dot{\epsilon}_v. \quad (2.19)$$

Gegen die deviatorische Verzerrung richtet sich der zweifache Schubmodul G , während der Kompressionsmodul K gegen eine volumetrische Verzerrung arbeitet. Die elastischen

Konstanten Schubmodul G und Kompressionsmodul K können jeweils aus den Ingenieurkonstanten Elastizitätsmodul E und Querkontraktionszahl ν mit

$$G = \frac{E}{2(1 + \nu)} \quad (2.20)$$

$$K = \frac{E}{3(1 - 2\nu)} \quad (2.21)$$

errechnet werden.

Durch Zeitintegration der Gleichungen kann der Zustand des Werkstoffs im Elastischen eindeutig beschrieben werden.

Wird diese Zerlegung für ein elasto-plastisches Material angewendet, so zeigen sich vier Anteile. Der Verzerrungstensor $\boldsymbol{\varepsilon}$ kann in einen elastischen Anteil und in einen plastischen Anteil zerlegt werden, wobei jeder dieser Anteile wiederum in seinen deviatorischen und seinen volumetrischen Anteil zerlegt werden kann. Die volumetrischen Anteile sind dabei ausschließlich auf der Hauptdiagonalen besetzt.

$$\dot{\boldsymbol{\varepsilon}} = \dot{\boldsymbol{\varepsilon}}^e + \dot{\boldsymbol{\varepsilon}}^p \quad (2.22)$$

$$\dot{\boldsymbol{\varepsilon}} = \dot{\boldsymbol{\varepsilon}}^e + \dot{\boldsymbol{\varepsilon}}^p + \dot{\boldsymbol{\varepsilon}}_v^e + \dot{\boldsymbol{\varepsilon}}_v^p \quad (2.23)$$

Für ein elasto-plastisches Werkstoffverhalten ergeben sich die deviatorischen und hydrostatischen Spannungsanteile zu

$$\dot{\boldsymbol{s}} = 2G(\dot{\boldsymbol{\varepsilon}} - \dot{\boldsymbol{\varepsilon}}^p) \quad (2.24)$$

$$\dot{p} = -K(\dot{\boldsymbol{\varepsilon}}_v - \dot{\boldsymbol{\varepsilon}}_v^p). \quad (2.25)$$

Die hochgestellten Indizes e und p kennzeichnen darin entsprechend elastische oder plastische Anteile.

Der Druck errechnet sich durch Integration entsprechend

$$\dot{p} = -K\dot{\boldsymbol{\varepsilon}}_v^e = -K\left(\frac{\dot{V}}{V}\right) \quad (2.26)$$

$$p = -K \ln\left(\frac{V}{V_0}\right) = -K \ln(\det \boldsymbol{F}) = -K \ln(\boldsymbol{\varepsilon}_v + 1) = -K \ln\left(\frac{\rho_0}{\rho}\right). \quad (2.27)$$

Um die Werkstoffparameter des Materialgesetzes zu ermitteln, werden Versuche durchgeführt. Diese sind so definiert, dass ein bestimmter Beanspruchungszustand im Werkstoff auftritt. Eine Standard-Konfiguration ist der uniaxiale Zugversuch. Dort tritt ein uniaxialer Spannungszustand im Werkstoff auf. Die Lastaufbringung erfolgt in axialer Richtung der Zugprobe, die Ränder in lateraler Richtung sind frei und können sich verformen. Es

treten keine Spannungen quer zur Belastungsrichtung auf und die freien Ränder lassen eine Querdehnung des Werkstoffs zu. Der Zugversuch wird zur Basis-Charakterisierung von Werkstoffen verwendet. Mit den daraus gewonnenen Daten lassen sich Belastungen an quasistatisch oder dynamisch beanspruchten Bauteilen gut beschreiben.

Ein weiterer Versuch zur Charakterisierung von Werkstoffen ist der Planar-Platten Impakt Test (PPI-Test, Flyer-Plate-Test). Der Versuchsaufbau wird in Hiermaier [75] und Rohr et al. [134] beschrieben und wird in Abbildung 2.1 gezeigt. Dort tritt ein uniaxialer Dehnungszustand und hohe hydrostatische Drücke im Werkstoff auf. Dieser Zustand entspricht der Situation eines Werkstoffs unter lokaler Impaktbelastung.

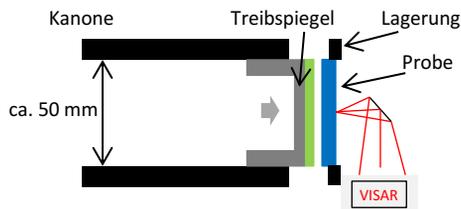


Abbildung 2.1 Konfiguration des Planar-Platten Impakt Tests.

Bei einem PPI-Test werden zwei planare Scheiben mit einer Geschwindigkeit von mehreren hundert bis tausend Metern pro Sekunde aufeinander geschossen. Die Ränder der Platten sind fest eingespannt oder im Verhältnis zur Plattendicke weit entfernt, sodass im Zentrum der Platten keine quer zur Beanspruchungsrichtung orientierte Dehnungen auftreten. Eine der beiden Platten wird dazu in einer Leichtgaskanone über ein Sabot (Treibspiegel) beschleunigt und stellt die Belastung dar, die andere Platte bestehend aus dem zu untersuchenden Werkstoff ist vor der Mündung gelagert. Die Oberflächengeschwindigkeit der Probe wird auf der Platten-Rückseite von einem VISAR-Laser (Velocity interferometer system for any reflector) nach Barker und Hollenbach [12] vermessen. Aus dem aufgezeichneten Geschwindigkeitsverlauf kann unter Variation der Impaktgeschwindigkeit ein Zusammenhang zwischen Wellengeschwindigkeit U_s und Partikelgeschwindigkeit U_p ermittelt werden. Diese Beziehung ergibt schließlich die Funktion des Drucks abhängig von der volumetrischen Dehnung, wie sie in Abschnitt 2.1.2 diskutiert wird. Ergebniskurven eines PPI-Tests werden anhand einer Simulation im Abschnitt 4.4 gezeigt und diskutiert.

Anhand dieser beiden Konfigurationen, dem uniaxialen Spannungszustand sowie dem uniaxialen Dehnungszustand, wird das Werkstoffverhalten in den nächsten Abschnitten vergleichend diskutiert.

2.1.1 Uniaxialer Spannungszustand

Für einen Werkstoff unter uniaxialer Spannung lässt sich der Spannungstensor schreiben als

$$\boldsymbol{\sigma}^{\text{uniax}} = \begin{pmatrix} \sigma_l & 0 & 0 \\ & 0 & 0 \\ \text{sym.} & & 0 \end{pmatrix} \quad (2.28)$$

und der zugehörige Verzerrungstensor ergibt sich analog zu

$$\boldsymbol{\varepsilon} = \begin{pmatrix} \varepsilon_l & 0 & 0 \\ & \varepsilon_q & 0 \\ \text{sym.} & & \varepsilon_q \end{pmatrix}. \quad (2.29)$$

Darin kennzeichnet der Index l eine in Richtung der Belastung orientierte Größe (Längsrichtung), während ein Index q eine Größe quer dazu kennzeichnet (Querrichtung). Die Tensoren sind ausschließlich auf der Hauptdiagonalen besetzt.

Unter Anwendung des Hooke'schen Gesetzes und der Annahme eines isotropen, richtungsunabhängigen, linear elastischen Werkstoffs können die Bedingungen für einzelnen Fälle klar formuliert werden.

Im Falle eines uniaxialen Zugversuchs wird eine äußere, globale Verschiebung aufgebracht, die dominant zu einer Dehnung in Längsrichtung führt. Quer dazu stellen sich Dehnungen entsprechend der Querkontraktionszahl des Werkstoffs ein. Die freien Ränder lassen dies zu. Dabei muss für den elastischen und den plastischen Anteil jeweils eine eigene Querkontraktionszahl vorausgesetzt werden. Damit lassen sich die Spannung in Hauptbelastungsrichtung sowie die Dehnungen errechnen aus

$$\sigma_l = E \varepsilon_l = 3K(1 - 2\nu)\varepsilon_l \quad (2.30)$$

und

$$\dot{\varepsilon}_q = -\nu \dot{\varepsilon}_l. \quad (2.31)$$

Die Zerlegung des Verzerrungstensors $\boldsymbol{\varepsilon}$ in einen elastischen und einen plastischen Anteil gemäß Gleichung (2.22) führt zu

$$\begin{pmatrix} \dot{\varepsilon}_l & 0 & 0 \\ & \dot{\varepsilon}_q & 0 \\ \text{sym.} & & \dot{\varepsilon}_q \end{pmatrix} = \begin{pmatrix} \dot{\varepsilon}^e & 0 & 0 \\ & -\nu \dot{\varepsilon}^e & 0 \\ \text{sym.} & & -\nu \dot{\varepsilon}^e \end{pmatrix} + \begin{pmatrix} \dot{\varepsilon}^p & 0 & 0 \\ & -\nu^p \dot{\varepsilon}^p & 0 \\ \text{sym.} & & -\nu^p \dot{\varepsilon}^p \end{pmatrix}. \quad (2.32)$$

Für den elastischen Anteil kann wiederum eine Zerlegung in den deviatorischen und den hydrostatischen Anteil erfolgen gemäß

$$\begin{pmatrix} \dot{\epsilon}^e & 0 & 0 \\ -\nu \dot{\epsilon}^e & 0 & 0 \\ \text{sym.} & -\nu \dot{\epsilon}^e & \end{pmatrix} = \begin{pmatrix} \dot{\epsilon}_l^e & 0 & 0 \\ -\nu \dot{\epsilon}_l^e & 0 & 0 \\ \text{sym.} & -\nu \dot{\epsilon}_l^e & \end{pmatrix} + \frac{1}{3} \begin{pmatrix} \dot{\epsilon}_v^e & 0 & 0 \\ \dot{\epsilon}_v^e & 0 & 0 \\ \text{sym.} & \dot{\epsilon}_v^e & \end{pmatrix}. \quad (2.33)$$

Das elastisch volumetrische Dehnungsinkrement $\dot{\epsilon}_v^e$ kann darin errechnet werden aus dem elastischen Dehnungsinkrement $\dot{\epsilon}^e$ und der Querkontraktionszahl ν mit

$$\dot{\epsilon}_v^e = \dot{\epsilon}^e (1 - 2\nu). \quad (2.34)$$

Auch der plastische Anteil kann wiederum zerlegt werden in seinen deviatorischen und volumetrischen Anteil. Das ergibt

$$\begin{pmatrix} \dot{\epsilon}^p & 0 & 0 \\ -\nu^p \dot{\epsilon}^p & 0 & 0 \\ \text{sym.} & -\nu^p \dot{\epsilon}^p & \end{pmatrix} = \begin{pmatrix} \dot{\epsilon}_l^p & 0 & 0 \\ -\nu^p \dot{\epsilon}_l^p & 0 & 0 \\ \text{sym.} & -\nu^p \dot{\epsilon}_l^p & \end{pmatrix} + \frac{1}{3} \begin{pmatrix} \dot{\epsilon}_v^p & 0 & 0 \\ \dot{\epsilon}_v^p & 0 & 0 \\ \text{sym.} & \dot{\epsilon}_v^p & \end{pmatrix}. \quad (2.35)$$

Darin wird der deviatorische Anteil gesteuert durch die plastische Fließregel.

Für einen plastisch inkompressiblen Werkstoff mit einer plastischen Querkontraktionszahl von $\nu^p = 0.5$ ergibt sich

$$\dot{\epsilon}_v^p = \dot{\epsilon}^p (1 - 2\nu^p) \equiv 0, \quad (2.36)$$

die plastisch volumetrischen Dehnungen sind also identisch Null. Damit ist das Druckinkrement eindeutig beschrieben und ausschließlich abhängig von der elastischen Deformation. Die deviatorischen Spannungs- und Druckinkremente errechnen sich schließlich zu

$$\dot{s} = 2G(\dot{\epsilon} - \dot{\epsilon}^p) \quad (2.37)$$

und

$$\dot{p} = -K\dot{\epsilon}_v^e. \quad (2.38)$$

Bei der Gleichung zur Berechnung eines Drucks aus einer Zustandsvariablen handelt es sich um eine Zustandsgleichung. Im Allgemeinen kann der Zustand eines Werkstoffs an einem Punkt durch zwei voneinander unabhängige Zustandsvariablen eindeutig beschrieben werden. Da die Temperaturabhängigkeit an dieser Stelle nicht betrachtet wird, ist die Zustandsgleichung in unserem Fall nur vom aktuellen Volumen abhängig. Die Zustandsgleichung im uniaxialen Spannungszustand entspricht Gleichung (2.38). Es handelt sich um eine lineare Zustandsgleichung. Der Druck im Werkstoff verhält sich also linear gegenüber

einer Änderung des Volumens. Auf eine Kompression reagiert der Werkstoff entsprechend seinem Kompressionsmodul K .

Unter dem Einfluss großer Deformationen verhalten sich viele Werkstoffe plastisch. Plastisches Verhalten ist gekennzeichnet durch eine bleibende Deformation nach Entlastung des Werkstoffs. Beispiele für Werkstoffe mit plastischem Verhalten sind Metalle und thermoplastische Kunststoffe. Charakterisiert wird die Plastizität mit Hilfe der Fließgrenze sowie eines Verfestigungsansatzes. Ein oft verwendeter und von Reithofer [127] implementierter und weiter entwickelter Ansatz ist der Ansatz nach Schmachtenberg [141] (siehe auch Oswald et al. [115]):

$$\sigma^p(\varepsilon^p) = \sigma_y \varepsilon^p \left(1 + \frac{E_T \varepsilon^p}{E}\right) \left(1 + \frac{E \varepsilon^p}{H}\right)^{-1}. \quad (2.39)$$

Dieser beschreibt die Fließspannung σ^p abhängig von der plastischen Dehnung ε^p . Eine Modellierung an das ermittelte Werkstoffverhalten erfolgt mit Hilfe von drei Parametern: der Fließgrenze σ_y , dem Tangentenmodul E_T sowie dem Schmachtenberg- H .

Beobachtet man im Versuch ein zeitabhängiges Fließen des Werkstoffs, so sind in der Literatur zahlreiche visko-plastische Ansätze wie z.B. nach Cowper und Symonds [38] zu finden. Die Beschreibung der Verfestigungskurve wird mit einem Ansatz zur Beschreibung der Dehnratenabhängigkeit ergänzt. In Kombination mit beiden Ansätzen kann das plastische Verhalten von Werkstoffen unter quasistatischer und dynamischer Last hinreichend abgebildet werden. Im Fall einer elastisch-visko-plastischen Formulierung wird die Spannungserhöhung durch die Vorgabe eines dehnratenabhängigen Verfestigungsansatzes erreicht. In der vorliegenden Arbeit wird der Ansatz nach Johnson und Cook [81], [82] zur Beschreibung der Dehnratenabhängigkeit gewählt. Dieser lautet

$$\sigma(\dot{\varepsilon}) = \sigma^p \left[1 + \frac{1}{v_{JC}} \log \left(\frac{\max(\dot{\varepsilon}, \dot{\varepsilon}_0)}{\dot{\varepsilon}_0}\right)\right] \quad (2.40)$$

und skaliert die Spannung σ^p abhängig von der Dehnrate $\dot{\varepsilon}$. Dabei kann entweder die Gesamtdehnrate oder die plastische Dehnrate gewählt werden. Zur Modellierung stehen zwei Parameter zur Verfügung, der Viskositätsparameter v_{JC} sowie die Bezugsdehnrate $\dot{\varepsilon}_0$.

Der nach Reithofer modifizierte Schmachtenberg-Ansatz sowie der Johnson-Cook-Ansatz werden multiplikativ verknüpft.

Die im uniaxialen Zugversuch ermittelte Gesamtdehnung ε kann unter Anwendung der Beziehung

$$\varepsilon^p = \varepsilon - \frac{\sigma_y}{E} \quad (2.41)$$

in die plastische Dehnung ε^p umgerechnet werden. Darin entspricht E dem Elastizitätsmodul sowie σ_y der Fließgrenze für plastisches Fließen. Für den Ansatz wird von einem linearen elastischen Anstieg sowie von einer eindeutigen Fließgrenze ausgegangen. Liegt dies im Versuch nicht vor, so kann damit in der Praxis trotzdem eine genäherte plastische Dehnung ermittelt werden. Somit kann das Verformungsverhalten ausreichend gut abgebildet werden, das Rückverformungsverhalten wird nur näherungsweise beschrieben.

Für Schädigung und Versagen von Werkstoffen finden sich in der Literatur zahlreiche Ansätze. Darin werden die charakteristischen Werkstoffeigenschaften berücksichtigt. Einfache Versagenskriterien beziehen sich auf einzelne Größen wie eine maximale Spannung oder eine maximale Dehnung. Damit kann Werkstoffverhalten in manchen Fällen ausreichend gut beschrieben werden. Meist ist das Werkstoffverhalten aber komplexer, sodass eine Kombination mehrerer Kriterien unter Einbeziehung verschiedener Größen notwendig wird. Für homogene, isotrope Werkstoffe schlägt Gurson [69] einen Ansatz vor. Diesem Ansatz liegt die Vorstellung zugrunde, dass sich durch eine Belastung Poren im Werkstoff bilden, welche die Festigkeit reduzieren und dadurch als Schädigung bezeichnet werden können. Ist ein kritischer Schädigungswert erreicht, versagt der Werkstoff.

Der Ansatz nach Gurson berücksichtigt nicht die Dehnrate oder die Temperatur. Um die Schädigungsevolution besser zu beschreiben, stellen Neukamm et al. [111] - [112] und Ebelshaiser et al. [54] das GISSMO-Modell vor. Dabei handelt es sich um ein verallgemeinertes, inkrementelles, spannungszustandsabhängiges Schädigungsmodell (Generalized Incremental Stress-State dependent damage MOdel = GISSMO). Dieses wird auch von Mattiasson et al. [95] beschrieben.

Für die Schädigung wird der Schädigungsparameter D mit

$$D = \left(\frac{\varepsilon^p}{\varepsilon_f^p} \right)^n \quad (2.42)$$

eingeführt. Darin sind ε^p die plastische Dehnung und ε_f^p die plastische Dehnung zum Zeitpunkt des Versagens sowie n der Schädigungsexponent mit $\varepsilon^p \leq \varepsilon_f^p$.

Die Schädigung nimmt automatisch mit der plastischen Dehnung zu und hat zum Zeitpunkt des Erreichens der plastischen Versagensdehnung den Wert 1. Die Form der Funktion bestimmt der Schädigungsexponent n .

Der Schädigungsparameter D wird durch die Gleichung

$$\bar{\sigma} = \sigma \left[1 - \left(\frac{D - D_{\text{crit}}}{1 - D_{\text{crit}}} \right)^m \right] \quad (2.43)$$

mit der Spannung verknüpft. Darin ist D_{crit} die kritische Schädigung, ab welcher die Spannung reduziert wird. Der Form-Parameter m steuert den Grad der Spannungsreduzierung

(fading). Bei einem Schädigungswert von $D = 1$ besitzt die Spannung den Wert 0, der Werkstoff kann dann keine Belastung mehr aufnehmen.

Das GISSMO Modell erlaubt es ferner, die Parameter ε_f^p , n und m sowie D_{crit} abhängig von der Mehrachsigkeit und der Dehnrate zu definieren. Dadurch entsteht ein sehr universelles Schädigungsmodell.

2.1.2 Uniaxialer Dehnungszustand

Zur Diskussion des uniaxialen Dehnungszustands können der Spannungs- und Verzerrungstensor wie folgt formuliert werden:

$$\boldsymbol{\sigma} = \begin{pmatrix} \sigma_l & 0 & 0 \\ \text{sym.} & \sigma_q & 0 \\ & & \sigma_q \end{pmatrix} \quad (2.44)$$

$$\boldsymbol{\varepsilon}^{\text{uniax}} = \begin{pmatrix} \varepsilon_l & 0 & 0 \\ \text{sym.} & 0 & 0 \\ & & 0 \end{pmatrix} \quad (2.45)$$

Unter Aufbringung einer Längsdehnung ε_l und der Annahme des Hooke'schen Gesetzes bei Vorliegen eines isotropen, linear elastischen Werkstoffs ergeben sich die Spannungen in Längsrichtung zu

$$\sigma_l = \frac{E(1-\nu)}{(1-\nu-2\nu^2)} \varepsilon_l = \left(K + \frac{4}{3}G \right) \varepsilon_l \quad (2.46)$$

sowie in Querrichtung zu

$$\sigma_q = \frac{\nu}{1-\nu} \sigma_l. \quad (2.47)$$

Es ist erkennbar, dass sich unter uniaxialem Dehnungszustand eine deutlich größere Grundsteifigkeit des Werkstoffs zeigt. Für Metalle liegt die Grundsteifigkeit etwa 40% oberhalb des Elastizitätsmoduls.

Die Zerlegung des Verzerrungstensors $\boldsymbol{\varepsilon}^{\text{uniax}}$ in elastischen sowie plastischen Anteil, und diese jeweils wiederum in deviatorischen sowie volumetrischen Anteil gemäß Gleichung (2.22) kann hier in gleicher Weise erfolgen, wie für den uniaxialen Spannungszustand. Ausgehend von einem elastisch-plastischen Werkstoff beträgt die Steigung des elastischen deviatorischen Anteils im Spannungs-Dehnungs-Diagramm $4/3G$ während die Steigung des elastischen hydrostatischen Anteils K beträgt. Damit summiert sich die Steigung im

Bereich der elastischen Deformation auf $K + 4/3G$. Dies ist für den Fall der linearen Zustandsgleichung gültig. Wird eine nichtlineare Zustandsgleichung verwendet, tritt diese an die Stelle des Kompressionsmoduls K .

Der plastisch deviatorische Anteil wird durch die Verfestigung gesteuert, während der plastisch volumetrische Anteil für plastisch inkompressible Werkstoffe identisch Null ist.

Im uniaxialen Dehnungszustand ergibt sich eine Proportionalität zwischen plastischer Dehnung und Gesamtdehnung zu

$$\varepsilon^p = \frac{2}{3}\varepsilon_l. \quad (2.48)$$

Im uniaxialen Dehnungszustand entspricht die plastische Dehnung folglich immer $2/3$ der Gesamtdehnung. Es handelt sich dabei um rein deviatorische Dehnungsanteile.

Die Gleichungen wie zuvor beschrieben verwenden ein Dehnungsinkrement und damit eine zeitabhängige Größe. Eine Belastung durch eine höhere Dehnrage führt somit zu einer Spannungserhöhung und einer steiferen Materialantwort. Gleichung (2.27) zur Integration des Druckinkrements gilt für den uniaxialen Dehnungszustand äquivalent.

2.1.3 Nichtlineare Zustandsgleichung für Feststoffe

Unter hohem Druck verhalten sich die meisten Werkstoffe nicht mehr linear. Die im uniaxialen Spannungszustand unter geringem Druckeinfluss ermittelte lineare Abhängigkeit des Drucks von der volumetrischen Dehnung ist dann nicht mehr gültig. Stattdessen wird für die Berechnung des Druckes eine nichtlineare Beziehung angegeben.

In einer Zustandsgleichung wird der volumetrische Parameter μ verwendet. Dieser ist der Kehrwert des relativen Volumens J abzüglich eins. Das relative Volumen J ist definiert als

$$J = \det \mathbf{F} = \frac{V}{V_0} = \frac{\rho_0}{\rho}. \quad (2.49)$$

Darin sind V das aktuelle Volumen und ρ die aktuelle Dichte. Konstante Anfangswerte sind mit einem Index Null gekennzeichnet. Ohne Belastung hat das relative Volumen den Wert eins und läuft gegen Null für steigende Kompression. Verständlicher ist ein Parameter, der im Ausgangszustand den Wert Null aufweist und mit steigender Last ebenfalls größer wird. Dies erfüllt der volumetrische Parameter μ durch die Beziehung

$$\mu = \frac{1}{J} - 1 = \frac{\rho}{\rho_0} - 1. \quad (2.50)$$

Die volumetrische Dehnung errechnet sich schließlich mit

$$\varepsilon_v = J - 1 = \frac{\mu}{\mu + 1} \quad (2.51)$$

aus dem relativen Volumen. Die volumetrische Dehnung hat einen Wert von Null für den unbelasteten Zustand und wird kleiner unter Druckeinfluss.

Zur Beschreibung der Beziehung zwischen Druck und Volumen hat Grüneisen [65], [67] (siehe auch Halquist [71]) eine Gleichung entwickelt, deren Parameter den Werkstoff unter hoher volumetrischer Belastung beschreiben. Der Ansatz von Grüneisen für einen Werkstoff unter Druckbelastung lautet

$$p(\mu) = \frac{\rho_0 C^2 \mu \left[1 + \left(1 - \frac{\gamma_0}{2} \right) \mu - \frac{a}{2} \mu^2 \right]}{\left[1 - (S_1 - 1) \mu - S_2 \frac{\mu^2}{\mu + 1} - S_3 \frac{\mu^3}{(\mu + 1)^2} \right]^2} + (\gamma_0 + a\mu) e, \quad (2.52)$$

während ein Werkstoff unter Zugbelastung mit der Gleichung

$$p(\mu) = \rho_0 C^2 \mu + (\gamma_0 + a\mu) e \quad (2.53)$$

beschrieben wird.

Bei dieser Gleichung handelt es sich um eine nichtlineare Zustandsgleichung (equation of state, EOS). Die initiale Dichte ρ_0 ergibt sich dabei aus dem Datenblatt oder eigenen Messungen. Bei dem Parameter C handelt es sich um die aktuelle Wellengeschwindigkeit im Werkstoff unter Belastung. Die Parameter S_1 , S_2 und S_3 sind Formfaktoren und dienen der Beschreibung der Abhängigkeit der Wellengeschwindigkeit U_s von der Partikelgeschwindigkeit U_p aus dem Planar-Platten-Impakt-Test. Dieser wird in Abschnitt 2.1 näher beschrieben. Liegt eine lineare Beziehung vor, werden die Parameter S_2 und S_3 zu Null gesetzt. Der Parameter a ist ein Korrekturfaktor zum Grüneisen-Gamma γ_0 . Die Temperatur korreliert mit der Energie e .

Das Grüneisen-Gamma kennzeichnet die Druckabhängigkeit der Frequenz von Gitterschwingungen in kristallinen Werkstoffen und kann entsprechen der Beziehung

$$\gamma_0 = \frac{\alpha_0 K}{c_v \rho} \quad (2.54)$$

ermittelt werden. Darin sind der volumetrische Ausdehnungskoeffizient α_v , der Kompressionsmodul K , die Wärmekapazität c_v unter konstantem Volumen sowie die aktuelle Dichte ρ des Werkstoffs enthalten. Burakovsky et al. [28] entwickelten ein analytisches Modell zur Ermittlung des Grüneisen-Gammas für sämtliche chemische Elemente verschiedener Dichten. Prakash et al. [122] untersuchten das Grüneisen-Gamma für Aluminium. Siehe auch Vocadlo et al. [160].

Zur Ermittlung der Parameter für eine Grüneisen-Zustandsgleichung eignet sich der Planar-Platten Impact Test, wie er in Abschnitt 2.1 vorgestellt wurde.

In einem Versuch unter uniaxialem Spannungszustand werden niemals ausreichend hohe Drücke erreicht, um den nichtlinearen Charakter der Zustandsgleichung zu erkennen. Dort sind die Bauteilränder frei und können sich entsprechend der Querkontraktion lateral spannungsfrei verschieben. Besitzt ein Werkstoff die Eigenschaft der plastischen Inkompressibilität nicht, so wird die plastische Komprimierbarkeit als Volumenreserve aktiviert, bevor eine elastisch, volumetrische Komprimierung auftritt. Auch dann kann der nichtlineare Charakter der Zustandsgleichung nicht gemessen werden.

Die Spannung unter uniaxialem Zug kann mit Hilfe des Elastizitätsmoduls E sowie der aufgetragenen Längsdehnung ε_l mit der Gleichung

$$\sigma_l = E \varepsilon_l \quad (2.55)$$

ermittelt werden.

Stellt man dieser Gleichung die Beziehungen unter uniaxialer Dehnung gegenüber, so ergibt sich für die Spannung in Längsrichtung die Gleichung

$$\sigma_l = \left(K + \frac{4}{3} G \right) \varepsilon_l. \quad (2.56)$$

Da der Rand des Versuchsmusters fest eingespannt ist oder sich lateral weit entfernt befindet, existiert eine zweite Spannungskomponente quer zur Belastungsrichtung, die mit der Gleichung

$$\sigma_q = \left(K - \frac{2}{3} G \right) \varepsilon_l \quad (2.57)$$

beschrieben werden kann.

Es ist erkennbar, dass die Komponenten der Spannung im uniaxialen Dehnungszustand bei gleicher Längsdehnung deutlich größer sind, als dies im uniaxialen Spannungszustand der Fall ist.

Die Vergleichsspannung nach von Mises lässt sich mit diesen beiden Komponenten bilden zu

$$\sigma_{VM} = \sigma_y = \sigma_l - \sigma_q = 2G\varepsilon_l. \quad (2.58)$$

Dies entspricht der Spannung am Punkt des plastischen Fließens σ_y . Der Fließpunkt unter uniaxialem Dehnungszustand wird Hugoniot-Elastic-Limit (HEL) genannt. Er kann durch Einsetzen der vorhergehenden Gleichungen ermittelt werden zu

$$\sigma_{\text{HEL}} = \left(\frac{K + \frac{4}{3}G}{2G} \right) \sigma_y. \quad (2.59)$$

Darin sind σ_y der Fließpunkt unter uniaxialem Spannungszustand sowie K und G der Kompressions- und Schubmodul.

Wird nun die Oberflächengeschwindigkeit im Planar-Platten-Impakt-Test gemessen, so kann der HEL-Fließpunkt mit Hilfe der Gleichung

$$\sigma_{\text{HEL}} = \frac{1}{2} \rho_0 C_{3D} v_{\text{HEL}} \quad (2.60)$$

ermittelt werden. Darin ist C_{3D} die 3D-Wellengeschwindigkeit gemäß Gleichung (2.64).

Der Werkstoff stellt einer Deformation bis zum Erreichen des HEL sowohl seinen Kompressionsmodul als auch seinen Schubmodul als Widerstand entgegen. Dies wird deutlich, betrachtet man die deviatorischen und die hydrostatischen Anteile der Belastung. Der deviatorische Anteil steigt mit einer Steigung von $4/3G$ während der hydrostatische Anteil eine Steigung von K aufweist. Belastet man den Werkstoff über den Spannungswert des HEL hinaus, nimmt der Einfluss des Schubmoduls ab und es existiert kein Schubwiderstand. An der Stelle des HEL ändert sich das Werkstoffverhalten plötzlich.

In Abbildung 2.2 sind die einzelnen Fälle anschaulich gegenüber gestellt.

Ab dem Zeitpunkt, in dem die Belastung den HEL überschreitet, wird der Schubwiderstand des Werkstoffs aufgegeben. Im Fall von plastisch inkompressiblen Werkstoffen besteht plastisches Fließen nur aus den deviatorisch plastischen Anteilen $\dot{\epsilon}^p$. Die Dichte unter hohem Druck nimmt zu. Die Steifigkeit nimmt entsprechend dem nichtlinearen Verhalten überproportional zu, der Werkstoff wird also steifer. Damit werden Wellen beschleunigt. Es kann sich eine Stoßwelle aufstellen. Dabei bilden sich zwei Wellenfronten, der elastische Vorläufer und der plastische Nachläufer. Auf die Welleneffekte wird im nächsten Abschnitt näher eingegangen.

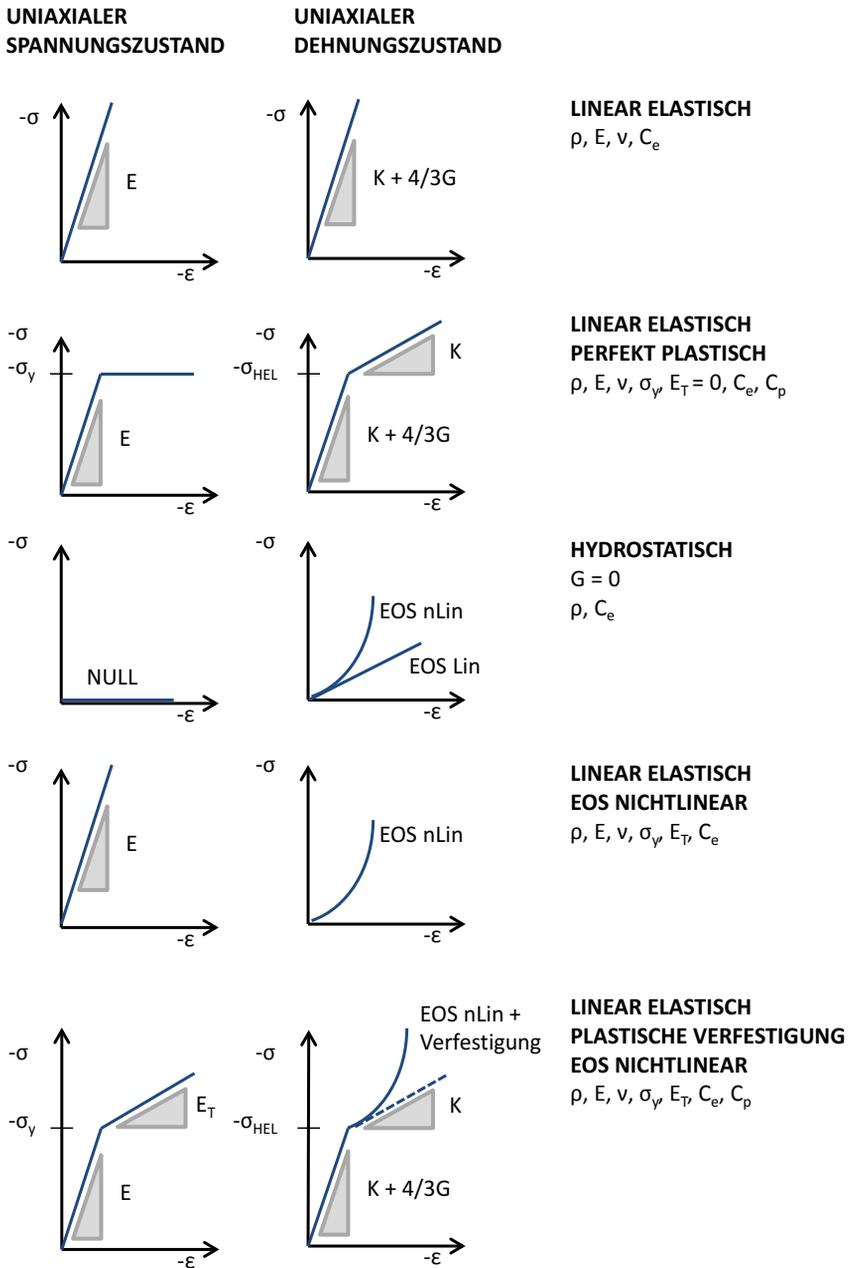


Abbildung 2.2 Vergleich der Spannungsantwort unter Belastung im Uniaxialen Spannungszustand und im Uniaxialen Dehnungszustand.

2.2 Wellenausbreitung und Stoßwellen

Dieser Abschnitt beschäftigt sich mit Wellenausbreitung in Festkörpern. Wellen können mit Hilfe der Wellengleichung

$$\frac{1}{C^2} \frac{\partial^2 H(x,t)}{\partial t^2} - \frac{\partial^2 H(x,t)}{\partial x^2} = 0 \quad (2.61)$$

beschrieben werden. Darin sind x der Ort sowie t die Zeit. Bei dieser Gleichung handelt es sich um eine hyperbolische Differentialgleichung 2. Ordnung. Die Wellengleichung kann mit einem Ansatz nach d'Alembert gelöst werden. Dieser lautet

$$H(x,t) = f(x+Ct) + g(x-Ct). \quad (2.62)$$

Die Wellengeschwindigkeit C im Festkörper ist abhängig von der geometrischen Ausdehnung des Bauteils, den Randbedingungen und dem Werkstoffverhalten. Für den eindimensionalen Fall ergibt sich die Wellengeschwindigkeit zu

$$C_{1D} = \sqrt{\frac{K}{\rho}} \quad (2.63)$$

und für den dreidimensionalen Fall zu

$$C_{3D} = \sqrt{\frac{K(1-\nu)}{(1+\nu)(1-2\nu)\rho}} \quad (2.64)$$

mit $K = f(\rho^2)$.

Bei der Untersuchung von Wellen in Festkörpern unterscheidet man grundsätzlich zwei Fälle: akustische Wellen breiten sich in einem Festkörper aus und verändern dabei ihre Form nicht. Das heißt, an jedem Ort des Körpers kann die identische Wellenform gemessen werden. Mit Hilfe der Wellengleichung kann analytisch eine akustische Welle beschrieben werden. Shock- bzw. Stoßwellen breiten sich in einem Festkörper aus, jedoch verändern sie ihre Form. Vergleicht man die an zwei verschiedenen Orten gemessene Welle, stellt man Unterschiede fest.

Phänomenologisch ist eine Stoßwelle gekennzeichnet durch einen Sprung, also einer Inkontinuität in den Zustandsgrößen. In Abbildung 2.3 wird dies gezeigt. Dort ist ein horizontal ausgedehnter Stab dargestellt, der von links nach rechts von einer Stoßwelle durchlaufen wird. Die initialen Zustandsgrößen sind rechts erkennbar und mit einem Index Null gekennzeichnet. Die Zustandsgrößen nach dem Stoß sind links mit dem Index eins gekennzeichnet.

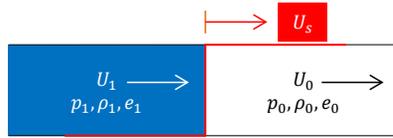


Abbildung 2.3 Zustandsgrößen vor und nach einer Stoßwelle und Stoßwellengeschwindigkeit.

Der Vorgang kann durch bilden von Erhaltungsgleichungen bezüglich Masse, Moment und Energie beschrieben werden. Dies führt zu den Rankine Hugoniot Gleichungen. Für die Massenerhaltung gilt:

$$\rho_0(U_s - U_0) = \rho_1(U_s - U_1). \quad (2.65)$$

Darin sind ρ_i die Dichte des Werkstoffs vor und nach dem Stoß, ebenso die Geschwindigkeiten U_i vor und nach dem Stoß sowie U_s die Stoßfrontgeschwindigkeit. Für die Impulserhaltung gilt:

$$\rho_1(U_s - U_1)U_1 = p_1 - p_0 \quad (2.66)$$

mit dem Druck p_i vor und nach dem Stoß. Für die Energieerhaltung gilt:

$$p_1U_1 = e_1\rho_1(U_s - U_1) - e_0\rho_0U_s + 0.5\rho_1(U_s - U_1)U_1^2 \quad (2.67)$$

mit der Energie e_i vor und nach dem Stoß.

Betrachtet man die Gleichungen genauer, fällt auf, dass zur eindeutigen Beschreibung eines Werkstoffverhaltens die Beziehung $U_s - U_1$ bekannt sein muss. Im Planar-Platten-Impakt-Test, wie er in Abschnitt 2.1 beschrieben wird, wird die Beziehung $U_s - U_p$ direkt durch Variation der Impaktgeschwindigkeit ermittelt und anhand des Ansatzes nach Hugoniot abgebildet. Die Shock Hugoniot Gleichung lautet

$$U_s = C_0 + S_1U_p = C_0 + S_1U_1. \quad (2.68)$$

Darin sind U_p die im Versuch gemessene Oberflächengeschwindigkeit, welche identisch mit U_1 ist, U_s die im Versuch ermittelte Stoßwellengeschwindigkeit und S_1 ein Formparameter zur Beschreibung der Abhängigkeit. Im vorliegenden Fall wird von einem linearen Zusammenhang ausgegangen. Der Parameter C_0 entspricht der Wellengeschwindigkeit bei einer Partikelgeschwindigkeit von Null und damit dem Achsenabschnitt des $U_s - U_p$ -Diagramms.

Der Shockzustand des Werkstoffs wird über die Rayleigh Linie gemäß

$$p_2 - p_1 = U_s^2 \left(\rho_1 - \frac{\rho_1^2}{\rho_2} \right) \quad (2.69)$$

beschrieben.

Die Effekte werden im folgenden graphisch anhand von Abbildung 2.4 diskutiert. Dort werden verschiedene Belastungszustände dargestellt. Die Wellenformen zu diesen Belastungszuständen werden für zwei Orte einzeln gezeigt.

Ausgangspunkt ist ein lateral fest eingespannter Stab, der mit einem Druckimpuls belastet wird. Es soll sich um ein elastisch-plastisches Material handeln. Die Spannung bleibt weiter unter dem HEL, so dass eine Nichtlinearität irrelevant ist. Dies entspricht dem Zustand A in Abbildung 2.4. Das Material reagiert an der Lasteinleitungsstelle mit einem linearen Anstieg auf den Druckanstieg und mit einem linearen Abfall auf die Entlastung. Diese Belastungshistorie breitet sich im Stab aus. An allen anderen Orten des Stabes ist diese Belastung in gleicher Form messbar. Es handelt sich um eine akustische Welle.

Wird der Stab über das HEL hinaus belastet, so entspricht dies dem Zustand B. Der Werkstoff zeigt am Ort der Lasteinleitung die Lasteinleitungshistorie. Dann bildet sich eine Welle, die in den Stab hinein läuft. Diese besteht aus einem elastisch induzierten und einem plastisch induzierten Anteil. Der elastisch induzierte Anteil breitet sich mit einer hohen Geschwindigkeit im Stab aus, da die elastische Steifigkeit sehr groß ist. Der plastisch induzierte Anteil der Welle breitet sich mit einer geringeren Geschwindigkeit aus, da der Sprung über dem HEL eine geringe Steigung und damit eine geringere Steifigkeit aufweist als die elastische Steifigkeit. Der elastische Vorläufer stellt sich zu einer Stoßwelle auf, da sich der Werkstoff bis zum HEL signifikant nichtlinear verhält. Der plastische Anteil stellt sich ebenfalls zu einer Stoßwelle auf. Diese ist aber langsamer als der elastische Vorläufer. Auf der Zeitachse bildet sich eine Stufe, die beiden Wellenanteile kommen an einem Ort des Stabes zu unterschiedlichen Zeiten an. Je weiter sich die Welle von dem Ort der Lasteinleitung entfernt, umso größer wird die zeitliche Separierung der Anstiege.

Die Belastung kann nun weiter gesteigert werden. Den Grenzfall, dass der Sprung oberhalb des HEL genau die gleiche Steigung aufweist wie unterhalb des HEL zeigt der Fall C. Dort sind der elastisch und der plastisch induzierte Anteil der Stoßwelle gleich schnell. Es bildet sich keine Stufe aus. Dies gilt auch für eine weiter gesteigerte Belastung, den Fall D zeigt. In diesem Fall spricht man von „strong shocks“.

Wird der Stab mit einem Werkstoff versehen, der keine Schubsteifigkeit ausweist, sondern direkt entsprechend einer nichtlinearen Zustandsgleichung auf eine Komprimierung reagiert, verhält er sich wie in Fall E gezeigt. Hier bildet sich bereits unter einer geringen Belastung eine elastische Stoßwelle. Eine Fließgrenze und damit ein HEL sowie eine

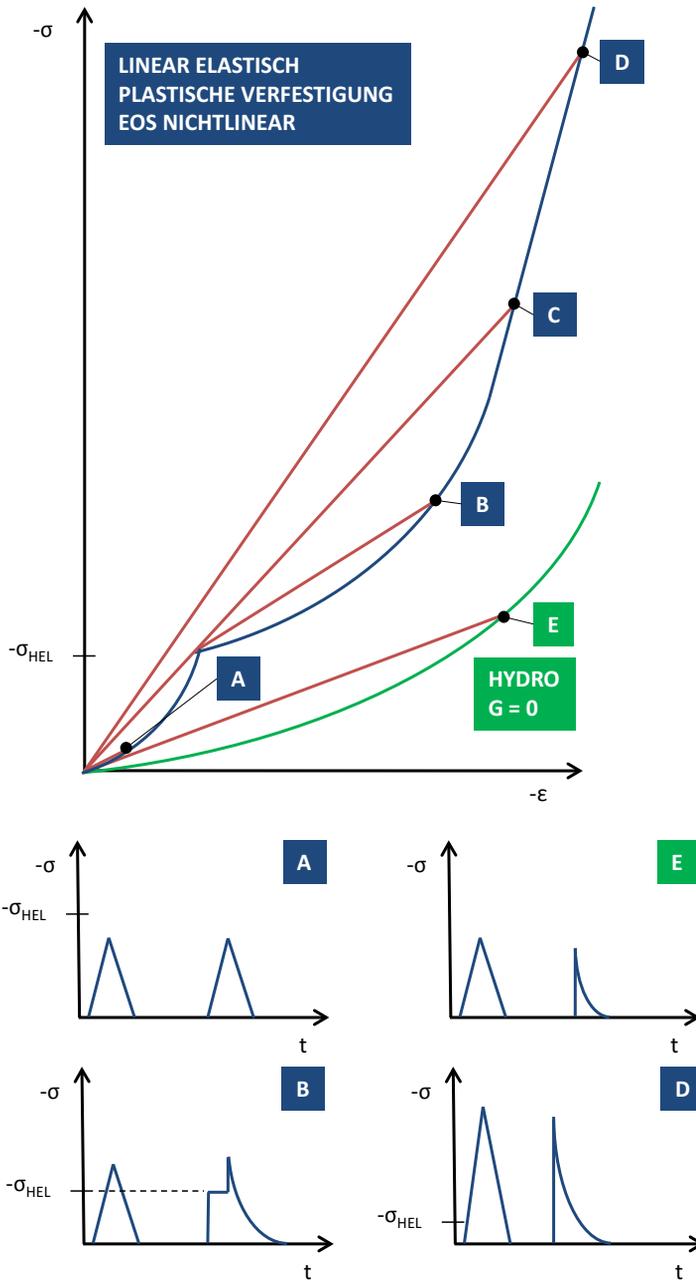


Abbildung 2.4 Wandlung einer akustischen Welle zu einer plastischen Stoßwelle.

plastische Verfestigung existieren nicht. Dies entspricht dem Verhalten von Gasen und Flüssigkeiten.

Eine ähnliche analytische und numerische Untersuchung hat Maurer [96] gezeigt. Dabei geht er zusätzlich auf den Temperaturanstieg bei einer Stoßwellenausbreitung ein.

Trifft eine Welle in Festkörpern auf eine Grenzfläche, so wird ein Teil der Welle reflektiert und der andere Teil transmittiert. Dabei ist entscheidend, wie die Randbedingung an der Grenzfläche aussieht. Im allgemeinen Fall geht man von einem Übergang von dem einen Werkstoff in einen anderen Werkstoff aus. Zur korrekten Beschreibung der Effekte ist es notwendig, die mechanische Impedanz Z_i der einzelnen Werkstoffe i , die miteinander in Kontakt sind, zu bestimmen mit

$$Z_i = \rho_i C_i. \quad (2.70)$$

Darin sind ρ_i die Dichte des einzelnen Werkstoffs i sowie C_i die Wellengeschwindigkeit.

Die transmittierte, also auf den zweiten Werkstoff übertragene Spannung σ_T in Abhängigkeit von der eingeleiteten Spannung σ_I berechnet sich zu

$$\sigma_T = \frac{2Z_1}{Z_1 + Z_2} \sigma_I. \quad (2.71)$$

Die im ersten Werkstoff reflektierte Spannung σ_R ergibt sich abhängig von der eingeleiteten Spannung σ_I zu

$$\sigma_R = -\frac{Z_1 - Z_2}{Z_1 + Z_2} \sigma_I. \quad (2.72)$$

Für den Sonderfall, dass beide Kontaktwerkstoffe aus dem gleichen Werkstoff bestehen, gilt für die Impedanzen die Bedingung $Z_1 = Z_2$. Für ein offenes Ende des Bauteils, an dem die Welle reflektiert wird, kann von Luft mit einer Impedanz von $Z_2 = 0$ ausgegangen werden. Eine Starre Wand am Ende des Bauteils schließlich bedeutet eine Impedanz von $Z_2 \rightarrow \infty$.

Bezüglich einer Reflektion von Stoßwellen unter Berücksichtigung des elastischen Vorläufers und einer plastischen Stoßfront sei auf Davison [40] verwiesen.

Es sei an dieser Stelle ergänzend darauf hingewiesen, dass es Stoßwellen nur unter Druckbelastung geben kann. Denn nur unter Druck nimmt die Dichte des Werkstoffs zu, was zu einer höheren Wellengeschwindigkeit und damit zu einem Aufstellen der Welle führt. Unter Zug tritt der gegenteilige Effekt auf: die Dichte in der Welle nimmt ab, somit wird die hintere Flanke der Welle langsamer und die Welle insgesamt zerläuft. Siehe dazu auch Cooper [37].

Werkstoffe, die keine plastische Inkompressibilität aufweisen, absorbieren Stoßwellen. Eine eingeleitete elastische Welle stellt sich nicht auf und eine eingeleitete Stoßwelle wird von der plastischen Kompressibilität als Volumenreserve dissipiert. Siehe dazu auch Carlucci [29] und Kanel [84].

Bezüglich der Stoßwellenausbreitung in zellularen, schaumartigen Werkstoffen sei auf Zheng et al. [168] verwiesen. Siehe dazu auch Liu et al. [89] sowie Cohen und Durban [35]. Liu et al. [90] sowie Shepherd et al. [146] haben die Ausbreitung von Stoßwellen in viskoelastischen Medien untersucht.

Die Stoßwellenausbreitung in schichtweise aufgebauten Laminaten bestehend aus Stahl und Polycarbonat haben Molinari und Ravichandran [104], [124] untersucht. Darin wurde ein ähnlicher Aufbau wie in der vorliegenden Arbeit umgesetzt.

2.3 Faserverbundwerkstoffe

Im Rahmen der vorliegenden Arbeit wurden die ballistischen Eigenschaften von Faserverbundwerkstoffen untersucht. Um solche orthotrope, inhomogene Werkstoffe zu beschreiben, können der Literatur zahlreiche Ansätze zur Homogenisierung der Werkstoffe entnommen werden. Der Aufbau eines Faserverbundwerkstoffs besteht aus einer Matrix, die mit Fasern gefüllt wird. Der volumenbezogene Faseranteil f errechnet sich aus den Volumenanteilen der Faser V_f und der Matrix V_m :

$$f = \frac{V_f}{V_f + V_m}. \quad (2.73)$$

Voigt [161] gibt die Gesamtelastizität für den Verbundwerkstoff phänomenologisch wie folgt an:

$$E_c = fE_f + (1 - f)E_m. \quad (2.74)$$

Der Parameter E_f ist dabei die Elastizität der Faser, E_m ist die Elastizität des Matrixwerkstoffs. E_c ist die Gesamtelastizität des Werkstoffs in Richtung der Fasern für den Fall, dass im Verbundwerkstoff alle Fasern parallel zueinander orientiert sind.

Die Gesamtelastizität des Verbundwerkstoffs rechtwinklig zu seinen perfekt orientierten Fasern gibt Reuss [128] an mit

$$E_c = \left(\frac{f}{E_f} + \frac{1-f}{E_m} \right)^{-1}. \quad (2.75)$$

Ein Faserverbundwerkstoff, in dem eine statistische Faserverteilung vorliegt, besitzt eine Gesamtelastizität, welche zwischen beiden Ansätzen liegt. Dabei bildet Voigt die obere Grenze, während Reuss die untere Grenze darstellt.

Als Vereinfachung für einen Faserverbundwerkstoff mit einem hohen Faseranteil kann eine einzelne Faser im Matrixwerkstoff betrachtet werden. Dies ermöglicht eine analytische Formulierung der Eigenschaften des Verbundes. Eshelby [55] hat diese analytische Lösung zur Beschreibung eines elliptischen Einschlusses in einem unendlich ausgedehnten Medium entwickelt. Dieser Ansatz wurde von Mori und Tanaka [105] aufgegriffen, und zu einem Ansatz entwickelt, welcher zusätzlich eine Wechselwirkung von Defekten untereinander berücksichtigt, unabhängig von deren Konzentration. Damit ist eine näherungsweise Beschreibung von Faserverbundwerkstoffen analytisch möglich. Die mikromechanischen Grundlagen können z.B. aus Gross und Seelig [66] entnommen werden.

Werden unidirektional orientiert Einzelschichten gestapelt, können diese Schichtaufbauten mit Hilfe der Laminattheorie beschrieben werden. Die Laminattheorie ist ein Formalismus, der die Anordnung von beliebig orientierten Schichten übereinander ermöglicht und daraus die Gesamtsteifigkeit des Verbundes ermittelt. Unter Verwendung dieser richtungsabhängigen Steifigkeiten können dann Spannungen, Kräfte und Momente errechnet werden. Die Besonderheit der Laminattheorie im Vergleich zu einer Platten- oder Scheibentheorie stellt die Berücksichtigung von Koppelsteifigkeiten dar. Durch diese ist eine Beschreibung von Verdrillungen ausgelöst von Normalkräften möglich, siehe Becker [16] und Schürmann [142].

Um einen Verbundwerkstoff unter hohem Druck besser beschreiben zu können, haben Anderson et al. [4] und Vignjevic et al. [159] geeignete Ansätze entwickelt. Anderson geht dabei von einer Plastizität für den Verbundwerkstoff aus und erreicht so eine bessere Beschreibung des Drucks. Vignjevic hingegen sieht keine Plastizität in Verbundwerkstoffen und ermittelt eine allgemeine Formulierung für den Druck, in den auch deviatorische Verzerrungen eingehen.

Zur Beschreibung des Versagens anisotroper, faserverstärkter Werkstoffe sei auf das Tsai-Wu Kriterium [157] sowie die Arbeiten von Puck [123], Cuntze [39] und Pinho [119] verwiesen. All diesen Kriterien ist gemeinsam, dass sie zwischen mehreren Fällen für das Versagen der Matrix sowie der Faser unterschieden und dabei die Belastungsarten Zug, Druck und Schub berücksichtigen.

3 Stand von Forschung und Technik

3.1 Schutzsysteme

Der für Schutzaufbauten traditionell verwendete Werkstoff Stahl wurde im letzten Jahrhundert stark weiterentwickelt. Das Ergebnis sind die sogenannten Panzerstähle (Pz-Stahl), sehr harte und widerstandsfähige Stahllegierungen. Das Verhalten von Panzerstahl wurde vielfach erforscht und ist bezüglich vieler Fragestellungen gut bekannt. Die Modellierung für numerische Methoden ist sehr umfangreich möglich, da es sich um einen homogenen Werkstoff handelt, welcher seine mechanischen Eigenschaften über einen sehr großen Temperaturbereich beibehält. Auch die Verarbeitungsprozesse für Panzerstahl sind gut beherrschbar und auf einem hohen Qualitätsniveau sichergestellt.

Geht man nun zu einem Schutzsystems bestehend aus unterschiedlichen Werkstoffen über, so ergeben sich sinnvolle Anordnungen der Werkstoffe zu einem Schichtaufbau. Dabei können die spezifischen Eigenschaften der Werkstoffe dazu führen, dass sowohl ein Gewichtsvorteil als auch ein Kostenvorteil bei gleicher Schutzleistung erreicht werden kann.

Auf der Außenseite einer modernen Panzerung haben sich Keramikschichten bewährt. Diese sind sehr hart und bieten einen guten Widerstand gegen eindringende Bedrohungen. Der Verarbeitungsprozess bei der Herstellung der Panzerung im Verbund mit Panzerstahl ist allerdings sehr aufwändig. So werden die Keramikschichten als Kacheln auf den Panzerstahl aufgebracht. Dies bringt besondere Herausforderungen mit sich, da die Verbindung zum Panzerstahl prozesssicher erfolgen muss und gleichzeitig Fugen zwischen den Kacheln entstehen. Diese stellen eine Schwachstelle dar. Außerdem können nur ebene Bauteile mit den Keramikschichten bestückt werden. Auch Baugruppenübergänge, beispielsweise Türen oder Fensterscheiben in Fahrzeugen, stellen besondere Anforderungen an die Herstellung.

Auf der Innenseite einer modernen Panzerung kommen Werkstoffe zum Einsatz, welche eine hohe Flexibilität und eine hohe Bruchdehnung aufweisen. Dazu gehören Faserwerkstoffe sowie Verbundmaterialien. Diesen Werkstoffen ist gemeinsam, dass Sie einer aufwändigen Herstellung unterliegen. So können zwar beliebige Geometrien nachgebildet und verkleidet werden, allerdings müssen die Bauteile unter Hitze- und Druckeinwirkung aushärten. Durch einen Verzug beim Abkühlen ist oft ein zusätzlicher Fertigungsschritt der Nachbearbeitung notwendig. Die Modellierung mit numerischen Methoden ist sehr

aufwändig, da die Werkstoffe inhomogen und anisotrop sind. Geeignete Materialmodelle sind nur eingeschränkt verfügbar. Gleichzeitig verändern sich die Werkstoffeigenschaften stärker unter Temperatureinfluss, als dies für Metalle der Fall ist. Die ort-, richtungs- und temperaturabhängigen Eigenschaften der Werkstoffe müssen vorab in zahlreichen Experimenten charakterisiert und anschließend in numerischen Modellen abgebildet werden.

Ein großer Vorteil der Faserwerkstoffe und Verbundmaterialien ist, dass sie sehr variabel hergestellt werden können. So können die Eigenschaften auf die konkrete Anforderung an einer bestimmten Stelle eingestellt werden und von denen an einer anderen Stelle abweichen. Dies geschieht durch Einbringen von unterschiedlich vielen Gewebelagen, Infiltration mit unterschiedlichen Harzen sowie Einbringen von Zusatzstoffen wie etwa Glaskugeln oder Flammschutzmittel. Die Verbindung zu anderen Bauteilen und Werkstoffen kann am einfachsten durch Kleben erfolgen. Verbindungselemente wie Schrauben und Nieten sind mit etwas höherem Aufwand ebenfalls möglich.

Aluminium hat sich als Leichtmetall in Kombination mit Panzerstahl bewährt. So können die guten Möglichkeiten, Aluminium zu verarbeiten, an entsprechenden Stellen ausgenutzt werden. Gleichzeitig bieten die verfügbaren Aluminium-Legierungen ein breites Spektrum von Varianten mit hoher Festigkeit, hoher Duktilität oder chemischer Beständigkeit an.

3.2 Analytische Methoden

Als Basisvergleichswert für Schutzaufbauten, die aus unterschiedlichen Werkstoffen geschichtet aufgebaut sind sowie unterschiedliche Dicken aufweisen, dient das Flächengewicht

$$fg = \frac{m}{A} \left[\frac{kg}{m^2} \right] \quad (3.1)$$

welches die Masse m des Schutzaufbaus pro Quadratmeter angibt.

Abbildung 3.1 stellt beispielhaft das Flächengewicht fg für verschiedene Werkstoffe abhängig von der verwendeten Dicke gegenüber. Bei den dargestellten Platten handelt es sich um Schutzplatten, die nur aus einem Werkstoff bestehen. Die Steigung der Geraden entspricht der Werkstoffdichte. Erkennbar ist, dass Aluminium bei einem Drittel der Dichte für ein äquivalentes Flächengewicht zu Stahl die dreifache Dichte benötigt und dass die gleiche Dicke in Aluminium nur ein Drittel des Flächengewichts von Stahl ergibt.

Die meist verbreitete Methode zum Bewerten eines Schutzaufbaus ist der Relativvergleich zu Platten aus gewalztem homogenem Panzerstahl (rolled homogeneous armor = RHA). Dabei wird die Schutzleistung des Ersatzwerkstoffs oder des Schichtaufbaus ins Verhältnis zu der Leistung von RHA gesetzt und so ein Kennwert ermittelt. Die Basisdaten

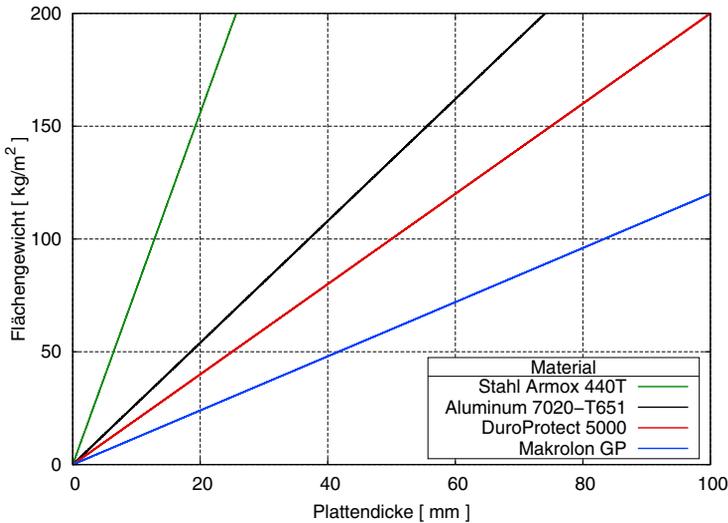


Abbildung 3.1 Das Flächengewicht für Schutzplatten bestehend aus einem einzelnen Werkstoff abhängig von der Plattendicke.

zu RHA stellt dazu die Richtlinie MIL-DTL-12560 [98] zur Verfügung. Der RHA-Wert muss für jeden Schutzaufbau experimentell ermittelt werden.

Der Relativvergleich zu RHA kann auf zwei unterschiedliche Arten erfolgen: bezogen auf die Dicke des Schutzaufbaus oder bezogen auf die Masse des Schutzaufbaus. Der sogenannte Dickenequivalenz-Wert TE (thickness effectiveness) setzt den RHA-Vergleichswert mit der tatsächlichen Dicke t des Ersatzwerkstoffs ins Verhältnis:

$$TE = \frac{RHA}{t}. \quad (3.2)$$

Der EM-Wert ist die massenbezogene Schutzeffizienz mit

$$E_M = \frac{RHA}{t \frac{\rho}{\rho_{RHA}}}. \quad (3.3)$$

Dieser Wert bezieht das Dichteverhältnis des Ersatzwerkstoffs zu RHA-Stahl mit ein.

Die Kennwerte sind ein Versuch, komplizierte Phänomene zu mitteln und mit einem einfachen Wert zu beschreiben. Tatsächlich reagieren Schutzaufbauten auf verschiedene Bedrohungen unterschiedlich, sodass die Kennwerte von der Bedrohungsart abhängen. Die zugehörige Bedrohung, bei der die Kennwerte experimentell ermittelt wurden, muss folglich immer mit angegeben werden.

Möchte man unterschiedliche Schutzaufbauten vergleichen, so eignen sich die bisher beschriebenen Kennwerte. Dabei ist es oft zusätzlich sinnvoll, die Schutzaufbauten bei gleicher Fläche massenäquivalent oder flächengewichtsäquivalent zu betrachten. Schutzaufbauten mit gleichem Flächengewicht wiegen bei gleicher Fläche gleich viel. Aufgrund ihrer unterschiedlichen Schichten mit unterschiedlichen Werkstoffdichten kann sich die Dicke der Aufbauten aber wesentlich unterscheiden. Eine erste Annahme ist, dass Schutzaufbauten gleichen Flächengewichts die gleiche Schutzleistung erreichen.

Wenn man davon ausgeht, dass Schutzaufbauten gleichen Flächengewichts aber unterschiedlicher Dicke das gleiche Schutzlevel erreichen, dann wird dabei vernachlässigt, dass sich in dicken Bauteilen andere Mehrachsigkeiten und damit andere Versagensmechanismen einstellen. Außerdem liegen andere Verzerrungsraten vor. Unter Umständen führt dies dazu, dass sich dicke Bauteile spröder verhalten. Die direkte Vergleichbarkeit wird daher nur in einem gewissen Bereich erwartet.

Abhängig davon, wie der Schutzaufbau final im Fahrzeug verbaut wird, können ebenfalls unterschiedliche Versagenskonfigurationen auftreten. Ist das Schutzplattensystem stark vorgespannt, versagt es unter einer Flächenbelastung, beispielsweise aufgrund einer Detonationslast, spröde. Wird das Schutzplattensystem nicht vorgespannt, kann es einen großen Teil der Energie durch Biegung sowie Zug in Plattenebene aufnehmen, bevor die Struktur versagt.

Field et al. [56] geben in ihrer Veröffentlichung einen Überblick über experimentelle Methoden, welche geeignet sind, um Werkstoffe hohen Dehnraten auszusetzen und das Stoßverhalten von diesen zu studieren. Darin erläutern sie sowohl bekannte Versuchsmethoden wie der Split-Hopkinson-Bar (siehe Hopkinson [80] sowie Chen und Song [32]), den Taylor Test (siehe Taylor [154]) und den Planar-Platten-Impakt-Test, (siehe Hiermaier [75]). Außerdem gehen sie auf optische Messmethoden ein. Field et al. definieren den Begriff „Normale Ballistik“ (normal ballistics), bei dem der Impaktor auf ein instrumentiertes Ziel geschossen wird. Im Gegensatz dazu spricht man von „Invertierter Ballistik“ (reverse ballistics), wenn das Ziel auf einen instrumentierten Impaktor verschossen wird.

Anderson und Bodner [3] stellen den aktuellen Status von analytischen und numerischen Modellen zur Beschreibung von ballistischem Impakt vor. Die numerischen Modelle entsprechen dem Stand der Technik im Jahr der Veröffentlichung 1988. Die analytischen Modelle sind jedoch auch heute noch relevant. Zur korrekten Vorhersage und Bewertung des speziellen Werkstoffverhaltens ist es notwendig, das Impaktor- und Werkstoffverhalten grundsätzlich zu kennen.

Als Grenzggeschwindigkeit v_{50} (limit velocity) wird die Geschwindigkeit bezeichnet, bei welcher das Ziel mit einer Wahrscheinlichkeit von 50% durchschlagen wird. Um diesen Wert zu ermitteln, müssen zahlreiche Versuche durchgeführt werden. Dabei geht das statistische Verhalten des Werkstoffs sowie die Bauteildicke und die geometrische Konfiguration des Geschosses ein. Welches Ereignis als Durchschlagen definiert wird, ist

von der Anwendung abhängig. Als teilweises Durchschlagen kann definiert werden, dass das Geschoss das Ziel nicht durchschlagen darf. Entweder dürfen dabei Fragmente auf der Rückseite entstehen, oder nicht. Entstehen Fragmente, kann dies schon als vollständiges Durchschlagen definiert werden, falls die Fragmente Träger von ausreichend viel Energie sind, um ein Deutblech (witness plate) zu durchschlagen. Dieses Deutblech weist eine bestimmte Dicke auf und wird in einem definierten Abstand hinter dem Ziel positioniert. Alternativ kann ein vollständiges Durchschlagen auch erst dann festgestellt werden, wenn das Geschoss das Ziel auf der Rückseite des Bauteils verlässt. Siehe dazu Zukas [172].

Wird ein Bauteil durch ein Geschoss penetriert, kann das Bauteil abhängig vom Werkstoff, der Dicke des Bauteils sowie der Geschossform und Geschossgeschwindigkeit unterschiedliche Versagensmechanismen zeigen. Zukas [172] unterscheidet grundsätzlich zwischen sprödem sowie duktilem Versagen. Im spröden Fall wird der Werkstoff im Bereich der Penetration spröde versagen und es bilden sich Fragmente, welche das Bauteil verlassen. Im duktilen Fall durchschlägt das Geschoss das Bauteil ohne dass Splitter entstehen. Stattdessen wird das Material in Dickenrichtung sowie lateral zum Geschoss verdrängt.

Penetration meint grundsätzlich das Eindringen eines Körpers in die Schutzplatten, während mit Perforation das vollständige Durchschlagen der Schutzplatten bezeichnet wird.

Über diese beiden Grundformen hinaus gibt es zahlreiche Mischformen, die charakteristische Merkmale aufweisen. So können auf der Rückseite des Bauteils radiale Risse entstehen (radial fracture). Außerdem besteht die Möglichkeit, dass Fragmente auf der Rückseite herausgeschlagen werden (fragmentation). Dieser Versagensmechanismus wird auch als Abschuppen (scabbing oder discing) oder splintern (spall) bezeichnet. Discing bezeichnet dabei spezifischer das Delaminieren einzelner Schichten radial im Geschosskanal. Die Übergänge sind in der Literatur nicht klar definiert sondern vom Betrachter abhängig. Siehe dazu Backman und Finnegan [10], Backman und Goldsmith [10] sowie Woodward [166] und Fras et al. [58]. Splitterbruch (spall fracture) bezieht sich eher auf ein Ablösen von Werkstoffpartikeln auf der Rückseite des Bauteils aufgrund einer Überlagerung von Zugwellen im Bauteil. Dazu ist keine Penetration des Geschosses bis zum Ort des Splitterversagens notwendig, sondern lediglich die Einleitung einer Welle. Als Petaling wird ein Versagen bezeichnet, welches auf der Oberfläche Fahnen erzeugt, die optisch aussehen wie Kronblätter einer Blüte. Dieser Versagensmechanismus tritt häufig bei dünnen Bauteilen und spitzen Geschossen auf.

Für dünne Platten, bei deren Impakt sich das Geschoss wie ein Starrkörper verhält und sich nahezu nicht deformiert, ist das Modell nach Recht und Ipson [126] (RI) gültig. Die Methodik wird auch von Zukas [172] beschrieben. Dabei gehen Recht und Ipson davon aus, dass das Geschoss das Ziel auf der Rückseite des Ziels verlässt. Durch das Geschoss wird ein Stanzpfropfen (Plug) gebildet, der sich vor dem impaktierenden Projektil positioniert. Eine zentrale Annahme des Modells ist, dass die Arbeit welche zur Deformation und

Penetration der Platte aufgebracht werden muss, nicht von der Auftreffgeschwindigkeit abhängt. Die Austrittsgeschwindigkeit v_r ergibt sich zu

$$v_r = \left(\frac{m}{m + m_p} \right) (v_0^2 - v_{50}^2)^{1/2} \quad (3.4)$$

mit der Geschossmasse m , der Plugmasse m_p , der Auftreffgeschwindigkeit v_0 und der Grenzgeschwindigkeit v_{50} . Es handelt sich um die Näherung einer Energieerhaltungsgleichung. Das RI-Modell wird häufig verwendet, erfordert allerdings die Kenntnis der Grenzgeschwindigkeit v_{50} . Diese ist eine statistische Größe des Zielbauteils und daher experimentell nur aufwändig ermittelbar. Das führt wiederum zu hohen Streuungen bei der Beschreibung von Werkstoffen mit dem RI-Modell in der Literatur.

Eine Verallgemeinerung von Gleichung (3.4) schlagen Lambert und Jonas (LJ) [87], [172] vor. Der Ansatz gestaltet das Massenverhältnis sowie die Exponenten variabel als Modellparameter in der Gleichung

$$v_r = a (v_0^p - v_{50}^p)^{1/p} . \quad (3.5)$$

Dadurch kann der Ansatz genutzt werden, falls die Annahmen von Recht und Ipson nicht gültig sind. Dies ist dann der Fall, wenn sich der Penetrator nicht wie ein Starrkörper verhält sondern Deformationen vorliegen sowie die Energieaufnahme des Schutzes von der Auftreffgeschwindigkeit abhängt.

Eine Verbesserung konnten Awerbuch und Bodner [8], [9] erreichen. Sie beschreiben den Impaktvorgang mit drei aufeinanderfolgenden Zuständen. Dabei wird in der plastischen Zone vor dem Impaktor ein Plug gebildet, was zu einer Komprimierung führt woraufhin der Plug schließlich herausgeschoben wird. Nixdorff [113], [114] konnte zeigen, dass diese Methode einen Sonderfall der allgemeinen Methode nach Lambert und Jonas darstellt, und auch konsistent mit dem RI-Modell ist.

3.3 Numerische Methoden

Numerische Methoden gewinnen seit vielen Jahren stetig an Bedeutung. Die Entwicklung wurde deshalb voran getrieben, weil mit Hilfe der verschiedenen Ansätze praxisnahe Problemstellungen gelöst werden können, deren analytische Lösung nicht bekannt ist. Die numerischen Methoden wurden erst für die Industrie relevant, seitdem es ausreichend Rechenkapazität gibt, die auch gut finanzierbar ist. In der vorliegenden Arbeit wird die Finite Elemente Methode zur Beschreibung der endballistischen Phänomene verwendet.

Die Methode der Finiten Elemente beruht auf der Variationsrechnung. Zur Lösung von Variationsproblemen entwickelten Ritz [133] und Galerkin Verfahren, die heute die Basis

moderner Codes bilden. Antriebsfaktoren der weiteren Entwicklung der Methodik waren sowohl die Baubranche als auch die Luftfahrt sowie die Entwicklung der Atombombe. Die Grundlagen der FEM können der Standardliteratur entnommen werden, siehe z.B. Zienkiewicz [169] sowie Zimmer und Groth [170].

Die Numerischen Untersuchungen in dieser Arbeit wurden unter Anwendung des Solvers LS-Dyna (siehe Halquist [71]) durchgeführt. Bei diesem Code handelt es sich um einen expliziten multiphysics Solver.

3.3.1 Materialmodelle zur Stoßwellenbeschreibung

Für die Modellierung von metallischen Werkstoffen unter Belastung bei hohen Verzerrungsraten wird häufig der Ansatz nach Johnson und Cook [82] verwendet. Dabei handelt es sich um eine phänomenologische Beschreibung der Plastizität nach von Mises (J_2). Die Abhängigkeit des Druckes von der volumetrischen Dehnung ist dabei linear. Dies ist gültig für geringe Drücke und geringe Dehnraten. Treten hohe Drücke auf, wie sie unter einem uniaxialen Dehnungszustand erwartet werden, verlieren alle Materialmodelle, welche eine lineare Druckabhängigkeit verwenden, ihre Gültigkeit. Für metallische Werkstoffe liegt diese Grenze bei einem Druck von etwa einem Gigapascal.

Eine nichtlineare Druckabhängigkeit von der volumetrischen Dehnung wird durch eine nichtlineare Zustandsgleichung berücksichtigt. Das dazu verwendete Materialmodell ist ein elastisch plastisches Hydro-Materialmodell. Es kombiniert das elastische und nichtlinear plastische Verhalten mit der Abhängigkeit von der nichtlinearen Zustandsgleichung zur Beschreibung des hohen Drucks.

Zum Vergleich beider Ansätze wird ein zehn Meter langer, rechteckiger Stab modelliert. In Stabachse werden Elemente mit einer Länge von 0.01 mm hintereinander angeordnet. Über dem Stabquerschnitt befindet sich nur ein Element. Die Elementknoten werden lateral fixiert, sie können sich nur in Richtung der Stabachse bewegen. Das Ende des Stabes ist nicht gelagert, sondern frei beweglich. Auf der gegenüberliegenden Seite wird ein Druckimpuls von 5 GPa innerhalb eines Zeitintervalls von 0.1 ms aufgebracht, der innerhalb der nächsten 0.1 ms auf Null zurück fällt. Der Druck an verschiedenen Orten des Stabes wird dokumentiert und damit die beiden Materialansätze verglichen. Dieses Modell entspricht einem uniaxialen Dehnungszustand und damit einem Planar-Platten Impakt Test.

Die Spannung in vier Elementen des Stabes wird in Abbildung 3.2 gegenüber gestellt. Die Elemente befinden sich an den Orten mit einem Abstand von 0 m, 0.9 m, 2.2 m und 7.3 Metern von der Lasteinleitungsstelle entfernt. Der aufgebrauchte Druck zum Zeitpunkt Null im ersten Element entspricht dem ersten Dreiecksignal im Diagramm. Dieser ist für beide Materialmodelle identisch. Schon im nächsten beobachteten Element ist eine Abweichung der Modelle erkennbar, der sehr ausgeprägt im letzten dargestellten Element sichtbar wird.

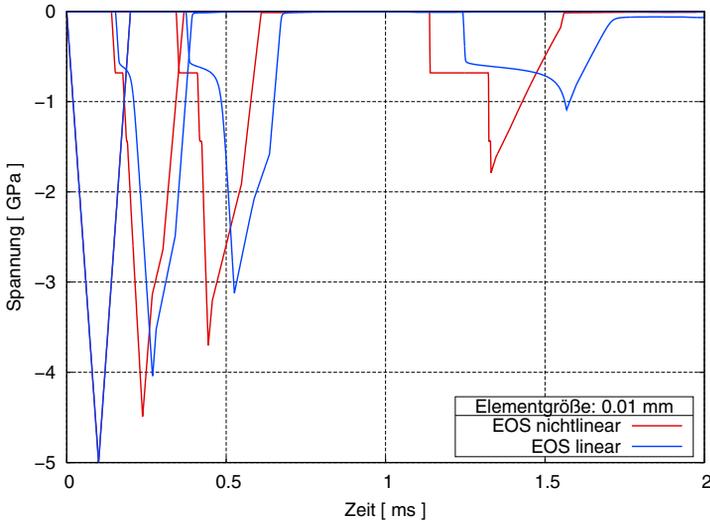


Abbildung 3.2 Spannung in einem Stab an vier verschiedenen Orten in der Simulation für zwei unterschiedliche Materialmodelle unter Verwendung von Elementen mit einer Elementgröße von 0.01 mm. Verglichen werden Materialmodelle mit einer linearen und einer nichtlinearen Zustandsgleichung (EOS).

Das von Mises Plastizitätsmodell zeigt eine zeitliche Verzögerung bei der Ankunft, einen anderen Maximalwert und vor allem nicht so steile Gradienten im Anstieg. Das elastisch plastische Hydro-Materialmodell jedoch zeigt Sprünge im Anstieg und größere Druckwerte. Dieses vom elastisch plastischen Hydro-Materialmodell gezeigte Verhalten entspricht dem physikalischen Verhalten von Werkstoffen unter Stoßbeanspruchung.

Tabelle 3.1 stellt die einzelnen Eigenschaften drei verschiedener Materialmodelle gegenüber. Darin ist ein elastisch plastisches Materialmodell das für die meisten Anwendungen verwendete Materialmodell. Ein reiner Hydro-Ansatz berücksichtigt keinen Schubwiderstand des Werkstoffs. Dies entspricht dem Verhalten von Flüssigkeiten oder Gasen. Ein elastisch plastisches Hydro-Materialmodell berücksichtigt den Schubwiderstand des Werkstoffs, abhängig von den aufgebracht Belastungen kann dieser jedoch vernachlässigbar klein gegenüber einem Einfluss des volumetrischen Drucks sein.

Tabelle 3.1 Vergleich verschiedener Materialmodelle

	elastisch plastisch	hydro	elast.-plast. hydro
Elastizität	linear	ja	linear
Plastizität	nichtlinear	keine	nichtlinear
Viskosität	visko-plastisch	ja	ja
Schädigung	keine	keine	Spall-Modell
Versagen	plast. Dehnung	elast. Dehnung	plast. Dehnung
Druckabhängigkeit	linear, K	nichtlinear	nichtlinear
Stoßwellen	nein	ja	ja
Überschall	nein	ja	ja
EOS	linear	nichtlinear	nichtlinear

3.3.2 Materialmodelle zur Beschreibung anisotroper Werkstoffe

Zur Modellierung von anisotropen Werkstoffen sind zahlreiche Materialmodelle bekannt. Diese sind für kurz- und langglasfaserverstärkte Thermoplaste als auch für endlosglasfaserverstärkte Duroplaste unter geringen Verzerrungsgeschwindigkeiten geeignet.

Als Basis einer anisotropen Modellierung ist die Information der Faserorientierung notwendig. Für kurz- und langglasfaserverstärkte Thermoplaste wird die Orientierung der Fasern an einem Ort direkt im Element definiert. Dabei ist die Kenntnis der Faserorientierung resultierend aus einer Untersuchung nach dem Herstellungsprozess oder aus einer Simulation des Herstellungsprozesses notwendig.

Für endlosglasfaserverstärkte Duroplaste kann die Faserorientierung global vorgegeben werden. Dabei übernehmen alle Elemente die Orientierungsinformation entsprechend dem globalen Koordinatensystem.

Das anisotrope Materialmodell bezieht sich in allen Fällen elementweise auf die dort definierten Faserorientierungen. Im Materialmodell sind die Werkstoffeigenschaften richtungsabhängig definiert. Abhängig von der Belastungsrichtung, der Orientierung der Fasern im Element und den richtungsabhängigen Werkstoffeigenschaften werden die Spannungen durch das Materialmodell ermittelt.

In den meisten kommerziellen Codes stehen anisotrope Werkstoffmodelle zur Verfügung, welche sich linear elastisch bis zum Bruch verhalten. Neuere Weiterentwicklungen ermöglichen es, dass das Bruchverhalten des Werkstoffs von der Belastung auf Zug, Druck und

Schub abhängt, und dieses sowohl Faser- als auch Matrixversagen abbilden kann. Dies entspricht einem Kriterium nach Pinho [119].

Eine Modellierung für anisotrope Werkstoffe unter hohem Druck, wie sie von Anderson et al. [4] oder Vignjevic et al. [159] vorgeschlagen wird, ist aktuell in LS-Dyna nicht verfügbar. Ein nichtlineares Druckverhalten eines anisotropen Werkstoffs kann in der vorliegenden Arbeit nicht abgebildet werden.

4 Modellsystem

Ziel der experimentellen Untersuchungen ist es, Kennwerte zu gewinnen, welche die Werkstoffe beschreiben und diese zur Parameteridentifikation von Materialmodellen zu verwenden. Um entsprechend geeignete Daten zu erhalten, existieren verschiedene Versuchskonfigurationen. Dazu gehören neben etablierten Zugversuchen auch solche, die weniger bekannt sind, beispielsweise der Durchstoßversuch.

In den folgenden Kapiteln werden die experimentellen Untersuchungen vorgestellt. Zum besseren Verständnis der Studien werden der Prozess der Werkstoffauswahl sowie die Entwicklung des Konzepts für die ballistischen Versuche dargestellt. Außerdem wird vorab eine Studie zur numerischen Konvergenz des Finiten Elemente Modells aufgezeigt.

4.1 Kriterien der Werkstoffauswahl

Es gibt zahlreiche Möglichkeiten, Werkstoffe in einem Schichtaufbau zu kombinieren und damit die aufgezeigten Anforderungen zu erfüllen. Wichtige Aspekte als Basis für eine systematische Vorgehensweise sollen hier gezeigt werden. Eine Voraussetzung an das Material ist die freie Verfügbarkeit auf dem Markt. Es sollten nur sogenannte „commercial off-the-shelf materials“ zum Einsatz kommen. Eine eigene Materialentwicklung ist Gegenstand zukünftiger Forschungsarbeiten.

Die Voruntersuchungen befassten sich mit Vertretern verschiedener Werkstoffgruppen, welche in Tabelle 4.1 zusammen gefasst sind. Bei dem Material ArmoX 440T handelt es sich um einen Panzerstahl. Die Werkstoffe AA7020 und AA7075 sind Aluminiumlegierungen, welche einer bestimmten Wärmebehandlung unterzogen wurden. Die duroplastischen Werkstoffe sind glasfaserverstärkte Harzsysteme unter Verwendung von Epoxid- oder Polyesterharz. Das Material LignoProtect ist ein Rotbuchenfurnier, welches im Verbund mit Glasfaserlagen durch die Anwendung von hohem Druck und hoher Temperatur hergestellt wird.

Der Panzerstahl ArmoX 440T sowie die Aluminiumlegierung AA7020-T651 werden bei den Untersuchungen als Referenzwerkstoffe betrachtet. Diese werden in einem möglichen Schutzaufbau vorhanden sein und nur anteilig durch Ersatzwerkstoffe ersetzt.

Tabelle 4.1 Voruntersuchte Materialien gegliedert nach Werkstoffgruppen

Metalle	Thermoplaste	Duroplaste	Sonderwerkstoffe
Armox 440T	PP Polystone P	DuroProtect 1000	PE Dyneema HB26
AA7020-T651	PE Polystone M	DuroProtect 5000	PE Dyneema BT10
AA7075	PC Makrolon GP	DuroLight	LignoProtect
	POM Hostaform	DuroStone UPM S2	

In der Gruppe der Thermoplaste befinden sich verschiedene Basiswerkstoffe: jeweils eine Variante Polypropylen (PP), Polyethylen (PE) und Polycarbonat (PC) sowie ein Polyoxymethylen (POM). Ausgeschlossen wurde Polyamid (PA) aufgrund der hohen Wasseraufnahme des Werkstoffs und den daraus resultierenden schwankenden mechanischen Eigenschaften. Bei der PE-Variante handelt es sich um ein als besonders kälteunempfindlich eingestuftes, extrudiertes Material.

In der Gruppe der Duroplaste befinden sich verschiedene Varianten mit unterschiedlichen Glasfaserfüllgraden, Glasfasern (S-Glas, E-Glas), Glasfasermatten (Gelege, Gewebe, unorientierte Matte, biaxialer Aufbau, multiaxialer Aufbau) und Matrixwerkstoffen (Epoxidharzmatrix, Polyesterharzmatrix) sowie Zusatzstoffen (Flammschutzmittel, Glas-hohlkugeln).



Abbildung 4.1 Sondervarianten: PE-Gewebe Dyneema HB26 (a), Glasfasern DuroProtect 1000 (b), Rotbuchenfurnier LignoProtect (c). Der Probendurchmesser beträgt initial 60 mm.

Die Gruppe der Sondermaterialien umfasst spezielle Varianten. Dyneema HB26 ist aufgrund seiner guten ballistischen Performance ebenfalls in zahlreichen Schutzaufbauten vertreten. Es handelt sich dabei um ein Gewebe aus vorgestreckten PE-Fasern. Allerdings ist dieses Produkt sehr teuer und soll durch kostengünstige Alternativen ersetzbar gemacht werden. Eine mögliche Alternative stellt die Dyneema-Variante BT10 dar. Diese ist ein sogenanntes „Tape“ (Matte), zeigt aber eine weniger gute ballistische Performance als die HB26-Variante.

Bei dem Material LignoProtect handelt es sich um Rotbuchenfurnier. Dieses wird gemeinsam mit einem Glasfasergewebe unter hohem Druck verdichtet. Bei DuroProtect1000 handelt es sich um ein Glasfasergewebe, welches fast zu 100% aus Glasfasern ohne echte Matrix besteht.

Die Ersatzwerkstoffe aus den Gruppen der Thermoplaste und Duroplaste sowie Sondermaterialien wurden zahlreichen Voruntersuchungen unterzogen. So mussten sie sich in quasistatischen Zugversuchen und dynamischen Biegeversuchen bei Raumtemperatur (+23°C) sowie dynamischen Durchstoßversuchen bei Raumtemperatur und unter +42°C und -32°C vergleichen lassen. Ein besonderes Augenmerk lag dabei auf den Fragen, ob der entsprechende Werkstoff seine Energieaufnahme unter höhere Beanspruchungsgeschwindigkeit steigert und unter Temperatureinfluss weiterhin ausreichend Energie aufnimmt. Damit wurde bewertet, ob die Steifigkeit und die Duktilität steigen oder sinken und ob der Werkstoff geeignet ist, als Schutzkomponente verwendet zu werden.

Dies führte schließlich zu einer Auswahl an Ersatzwerkstoffen, welche im Detail untersucht wurden. In der vorliegenden Arbeit werden Makrolon GP als Vertreter der Thermoplaste sowie DuroProtect 5000 als Vertreter der glasfaserverstärkten Duroplaste vorgestellt. Die Untersuchungen bewerten die ballistische Leistungsfähigkeit der Werkstoffe im Vergleich zu Panzerstahl Armox 440T und der Aluminiumlegierung AA7020-T651.

Die Hersteller der Werkstoffe sind die Firmen SSAB [148], Bayer MaterialScience GmbH [13], Celanese GmbH [31] sowie Röchling Engineering Plastics KG [125].

4.2 Konzeptentwicklung für die ballistischen Versuche

In der Literatur werden verschiedene Möglichkeiten aufgezeigt, ballistische Versuche durchzuführen. Dabei werden neben eigenen Entwicklungen auch standardisierte Projektile verwendet.

Borvik et al. [20] verwenden ein zylindrisches Projektil. Abdulhamid et al. [1] setzten ein kugelförmiges Projektil mit 30 mm Durchmesser ein. Warren und Poormon [164] schossen lange Projektile mit ogivenförmiger Spitze. Rosenberg und Forrestal [136] setzten konisch geformte Stabimpaktoren ein. Piekutowski et al. [118] verschossen kurze ogivenförmige Projektile. Borvik et al. [22] zeigen Untersuchungen mit stumpfen und ogivenförmigen Geschossen. Plassard et al. [120] setzten Kugeln ein. Fras et al. [58] - [61] verwenden das 20 mm Splitterdarstellungsgeschoss (fragment simulating projectile = FSP) nach der NATO-Norm STANAG 4569 [109]. Eine Studie zu unterschiedlichen Geschossformen stellen Borvik et al. [21], [23] und Dey et al. [42] vor.

In der vorliegenden Arbeit wurde sich für das Splitterdarstellungsgeschoss (FSP) im Kaliber 20x139 mm entschieden, weil es mit einer Geschwindigkeit von 300 m/s bis 1300 m/s verschossen werden kann, es durch seine Masse von 54 g Träger ausreichend viel Energie sein kann, stabil fliegt und reproduzierbar sowie kostengünstig und zeitsparend in der Anwendung ist. Damit eignet es sich für die Anwendung in Kombination mit unterschiedlichen Werkstoffen und die Durchführung systematischer Untersuchungen. In Abbildung 4.2 werden das Geschoss vor und nach einem Durchschuss verglichen.

Das FSP ist in der amerikanischen Norm MIL-DTL-46593 [100] sowie der NATO STANAG 4569 [109] definiert. In der NATO STANAG 4569 sind darüber hinaus verschiedene militärische Schutzklassen definiert. Die zivilen Schutzklassen richten sich nach der Richtlinie BVR1999 [18] und der VPAM-Richtlinie APR2006 [158].



Abbildung 4.2 Splitterdarstellungsgeschoss (FSP): FSP mit einem Durchmesser von 20 mm vor dem Laden mit einer Hülse der Gesamtlänge 139 mm (a); FSP vor und nach dem Durchschuss vor einer Hülse (b); FSP vor und nach dem Durchschuss im Detail (c).

Bezüglich der Durchführung der Versuche gibt es unterschiedliche Möglichkeiten:

Wird durch einen dicken Aufbau sowie eine steife Abstützung auf der Rückseite ein vollständiges Durchdringen des Ziels sowie eine Beulenbildung verhindert, handelt es sich um ein sogenanntes halbundliches Ziel (HU-Ziel). Dabei muss das Ziel lateral ausreichend groß sein, damit der Rand keinen Einfluss auf den Penetrationsvorgang des Geschosses hat. In dieser Konfiguration können die unterschiedlichen Werkstoffe im Zielaufbau ihre maximale Schutzleistung erbringen.

Als dickes Ziel wird bezeichnet, wenn es zu einem Steckschuss kommt, eine Beulenbildung auf der Rückseite des Ziels aber ermöglicht wird. Ein Steckschuss bedeutet, dass die gesamte aufgebrauchte Energie des FSP durch den Schutzaufbau aufgenommen wird. Das FSP dringt in den Schutzaufbau ein (Penetration) und legt eine bestimmte Strecke darin zurück. Dabei kann es zu einer hohen Verformung auf der Rückseite des Schutzaufbaus kommen. Dort entsteht eine dynamische Beule, die sich teilweise elastisch rückbildet. Messbar bleiben die Eindringtiefe des Geschosses sowie die statische Beule, quantifiziert durch Beulendurchmesser sowie Beultiefe.

Im Fall von dünnen Platten kommt es zu einem vollständigen Durchschuss (Perforation). Dabei wird nicht die gesamte eingebrachte Energie vom Ziel aufgenommen, sondern das

Geschoss durchschlägt den Schutz und tritt mit einer Restgeschwindigkeit aus. Diese Restgeschwindigkeit, auch Austrittsgeschwindigkeit (exit velocity, residual velocity) genannt, eignet sich als Messgröße zur Quantifizierung der Restenergie. Daraus kann dann die vom Schutz aufgenommene Energie errechnet werden. Dabei ist zu Berücksichtigen, dass die Restgeschwindigkeit ausreichend hoch sein muss, damit das FSP stabil fliegt und die Geschwindigkeit messbar bleibt.

Für die vorliegenden Untersuchungen wurde entschieden, die Ziele so auszulegen, dass eine Perforation erfolgt. Dies ermöglicht eine Bewertung der Werkstoffe auf Basis der gemessenen Austrittsgeschwindigkeiten. Um ein zusätzliches Vergleichsmaß für die Simulation zu erhalten, werden die Zielaufbauten über eine Kraftmessdose abgestützt. Diese kann entweder in Piezo- oder in DMS-Bauweise ausgeführt sein. Das gemessene Kraftsignal kann dann mit den Daten der Simulation verglichen werden.

Um Ziele unter Einsatz verschiedener Werkstoffe für Versuche zu dimensionieren ist eine erste Annahme, dass Bauteile mit gleichem Flächengewicht den gleichen Schutz bieten. Um dies zu bestätigen werden die Ziele so ausgelegt, dass sie das gleiche Flächengewicht aufweisen. Dabei haben die Bauteile als Einzelschichtaufbau abhängig von ihrer Dichte unterschiedliche Dicken, bei gleicher Fläche aber das gleiche Bauteilgewicht. Auch hybride Schutzaufbauten können mit dem gleichen Flächengewicht definiert werden.

Betrachtet man das finale Bauteil, beispielsweise ein Schutzplattensystem an der Seite eines leicht gepanzerten Radfahrzeugs, so hat dieses zumeist eine große geometrische Ausdehnung. Für die Experimente wird daraus ein Bereich entnommen, welcher das Versuchsmuster ergibt. Erfolgt auf diesen Ausschnitt eine Belastung, so soll sich das Versuchsmuster äquivalent zum finalen Bauteil verhalten. Um das sicherzustellen, müssen die Randbedingungen so definiert werden, dass sie den realen Bedingungen im Bauteil entsprechen.

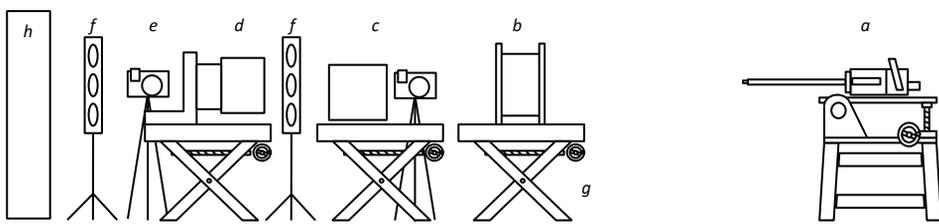


Abbildung 4.3 Versuchskonfiguration auf dem Schießstand als prinzipielle Darstellung mit (von rechts nach links) Drello Beschussgerät (a), Lichtschranke (b), Dreifachbelichtung (c), Versuchsmuster (d) mit Hochgeschwindigkeitskamera (e) und Beleuchtung (f), allesamt auf höhenverstellbaren Tischen (g), sowie Abfangbox (h). Der Abstand zwischen Beschussgerät und Versuchsmuster beträgt etwa 10 Meter.

Der Rand des Versuchsmusters wird begrenzt (verdämmt), sodass sich dieser nicht lateral ausdehnen kann. Dies entspricht einer unendlich ausgedehnten Ebene mit hoher

Steifigkeit in lateraler Richtung. Der Rand des Versuchsmusters darf allerdings nicht so nah sein, dass Wellenreflexionen einen Einfluss auf das FSP haben. Die Versuchsmuster haben eine Abmessung von 140 x 140 mm.

Existiert die laterale Abstützung im Versuchsaufbau nicht, haben die Werkstoffe die Möglichkeit, sich abhängig von ihrem charakteristischen Verhalten lateral zu bewegen und dem eindringenden FSP auszuweichen. Der Werkstoff kann dann sein Schutzpotential gegen die Bedrohung nicht nutzen.

Der gesamte Aufbau ist in Abbildung 4.3 skizziert. Darauf zu sehen von rechts nach links: das Beschussgerät, eine Lichtschranke, Kamera mit Spiegel, das Versuchsmuster, Blitzgeräte, eine Hochgeschwindigkeitskamera und schließlich die Abfangbox.

Bei dem Beschussgerät handelt es sich um die Feldkanone Rh 202 im Kaliber 20x139 mm. Sie wurde und wird in verschiedenen Waffensystemen eingesetzt, darunter dem Schützenpanzer Marder, Waffenträger Wiesel, Spähpanzer Luchs sowie dem Zwillingsluftabwehrgeschütz LAAG und vielen weiteren.

Die Lichtschranke TLSA100/LS1200 sowie das Messgerät BMC31 der Firma Mehl Messtechnik dienen zum Erfassen der Auftreffgeschwindigkeit sowie zum Auslösen der Messtechnik als Trigger. Dabei handelt es sich um einen Echtzeittrigger. Der Trigger berechnet den Zeitpunkt des Impakts auf das Versuchsmuster abhängig vom Abstand zum Versuchsmuster und der gemessenen Geschwindigkeit in Echtzeit und startet die nachgeschaltete Messtechnik auf diese Art und Weise immer pünktlich.

Die erste Kamera dokumentiert die Geschosspendelung anhand einer Dreifachbelichtung. Dabei werden drei Zustände des FSP auf einem Bild aufgenommen. Diese Zustände werden über einen Spiegel gleichzeitig seitlich und von oben aufgenommen.

Die vorhandenen Blitzgeräte BIG Modell 100 AC200 beleuchten das Ziel. Dadurch kann die zweite Hochgeschwindigkeitskamera das Versuchsmuster sowie den FSP nach dem Austritt zur optischen Bestimmung der Restgeschwindigkeit aufnehmen.

Die Abfangbox beinhaltet Sand und nimmt den FSP nach dem Durchschuss auf.

Die Aufnahme für die Versuchsmuster wurde im Projektverlauf modifiziert. Beide Varianten werden in Abbildung 4.4 gegenüber gestellt. Dort ist erkennbar, dass eine laterale Ausdehnung des Versuchsmusters im ersten Aufbau nicht verhindert wird (a + b). Stattdessen kann sich das Versuchsmuster lateral frei ausdehnen. Die Notwendigkeit der lateralen Verdämmung wurde nach den ersten Versuchen erkannt und die Aufnahme weiterentwickelt. Aufgrund der unterschiedlichen Dicken der Versuchsmuster bei gleichem Flächengewicht wurde der Aufbau modular ausgeführt. Durch speziell angefertigte Schellen war es so möglich, alle Versuchsmuster lateral zu verdämmen. Auch die Abstützung nach vorne und nach hinten wurde verstärkt (c + d). Die in den einzelnen Abschnitten diskutierten Versuchsergebnisse beziehen sich jeweils auf eine der beiden Varianten als unverdämmte oder verdämmte Konfiguration.

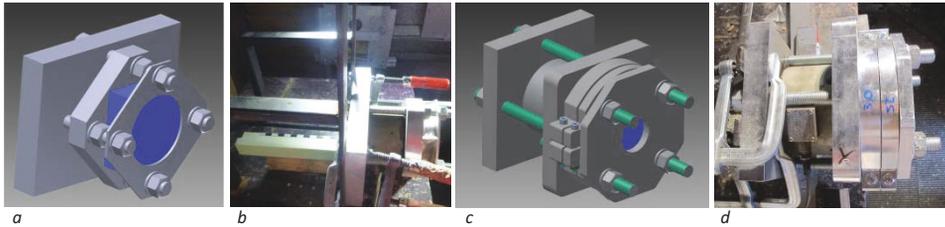


Abbildung 4.4 Konfigurationen für den FSP-Beschuss, schematische Darstellung und Fotos der zwei eingesetzten Varianten: ohne lateraler Verdämmung (a) und (b) sowie mit lateraler Verdämmung (c) und (d). Das Versuchsmuster weist eine Abmessung von 140 x 140 mm auf.

Zur Auswertung der Austrittsgeschwindigkeit wurde vor dem ersten Versuch eine Kalibrieraufnahme mit der Hochgeschwindigkeitskamera durchgeführt. Dies zeigt Abbildung 4.5. Dort ist auf dem oberen Bild die Kalibrierplatte erkennbar, welche sich direkt in der Fluglinie des FSP befindet. Dadurch entstehen keine Ungenauigkeiten aufgrund einer räumlichen Perspektive eines FSP vor der Kalibrierplatte. Die Pixel im Video können so kalibriert werden. Ein Versuch wird ohne Kalibrierplatte durchgeführt und mit der Kamera aufgenommen. Anschließend wird die Aufnahme vermessen und die Geschwindigkeit anhand der kalibrierten Pixel ermittelt.

Für die glasfaserverstärkten Werkstoffe mit duroplastischer Matrix stellte sich die optische Auswertung der Austrittsgeschwindigkeit als problematisch dar. Denn dort bildet sich eine vordergründig sichtbare Staubwolke, in welcher der FSP auf den Bildern der Hochgeschwindigkeitskamera nicht zu erkennen ist. Erst nachdem sich der FSP signifikant vom Versuchsmuster entfernt hat, tritt dieser aus der Staubwolke hervor und ist erkennbar.

Als Lösung für diese Problematik wurden zwei Ansätze diskutiert: eine Möglichkeit ist, die Messstrecke für die Auswertung der Austrittsgeschwindigkeit weiter entfernt vom Versuchsmuster zu positionieren. Dabei muss ein Fehler in Kauf genommen werden, der durch eine weitere Abnahme der Austrittsgeschwindigkeit hinter dem Versuchsmuster abhängig vom Abstand entsteht. Für diese Variante wurde sich für die vorliegende Arbeit entschieden. Die zweite Variante wäre eine Vorrichtung, welche die Staubpartikel zurück hält und nur den FSP durch lässt. Das könnte eine Blende mit kalibergroßem Loch sein. Alternativ wäre eine Folie denkbar, welche die Staubpartikel zurück hält, aber vom FSP durchschlagen wird.

Als mögliche Bauformen für die Kraftmessdose gibt es Piezo- oder Dehnungsmessstreifen-Kraftmessdosen (DMS). Beide Bauformen eignen sich zum Messen von dynamischen Vorgängen. Das Messprinzip ist allerdings unterschiedlich. Bei der Piezo-Kraftmessdose gibt ein Piezo-Element unter mechanischer Last einen Strom aus, es fließen Elektronen. Erfolgt eine hochdynamische Beanspruchung, fließen sehr viele Elektronen in sehr kurzer Zeit, was einem hohen Strom entspricht. Abhängig vom erwarteten Strom benötigt man

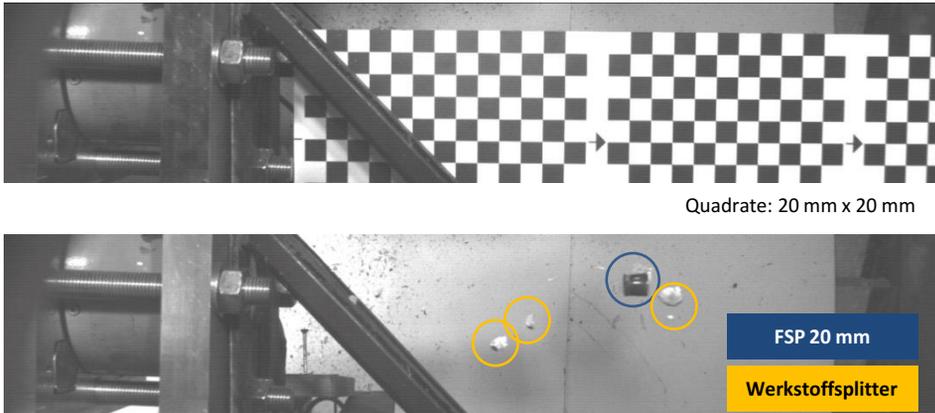


Abbildung 4.5 Hochgeschwindigkeitsaufnahme, Kalibrieraufnahme (oben) und Aufnahme eines Versuchs (unten).

für eine Piezo-Kraftmessdose einen Ladungsverstärker. Dieser verstärkt die vom Piezo-Element ankommende Ladung und stellt als Messgröße eine Spannung bereit. Die DMS-Kraftmessdose ist intern mit DMS bestückt und misst eine innere elastische Verformung aufgrund einer äußeren Last. Über eine Brückenschaltung stellt die DMS-Kraftmessdose direkt ein Spannungssignal als Messgröße bereit und benötigt keinen Ladungsverstärker.

Abbildung 4.6 zeigt exemplarisch ein einzelnes Kraftsignal, welches auf Plausibilität geprüft wird. Vor dem ersten Peak ist erkennbar, dass das Signal um die Null rauscht. Dies ist bei allen Sensoren zu beobachten. Der erste Anstieg kann eindeutig dem Beschussereignis zugeordnet werden. Dabei korreliert die Dauer des ersten, maximalen Peaks mit der Durchschussdauer des FSP durch das Versuchsmuster. Dies zeigen die grauen Linien. Die Durchschussdauer wurde ermittelt, indem die Auftreff- und die Austrittsgeschwindigkeit gemittelt und die Dicke des Schutzaufbaus durch diese gemittelte Geschwindigkeit geteilt wurde. Dies ist ein einfacher Ansatz. Die Simulationen zeigen aber einen linearen Abfall der Geschwindigkeit im homogenen Schutz, sodass dieser Ansatz gewählt werden kann. Schließlich schwingt sich das Signal nach dem Durchschussereignis wieder um die Null ein. All das begründet das Vertrauen in die Kraftmessung. Die Kraftsignale der anderen Messungen werden nicht mehr im Gesamten gezeigt. Stattdessen wird nur noch der erste maximale Kraftpeak dargestellt und diskutiert.

Als Auftreffgeschwindigkeiten des FSP auf die Zielaufbauten wurden zwei Geschwindigkeiten gewählt. Im Fall der zuerst eingesetzten, unverdämmten Versuchskonfiguration, anhand der Einzelschicht-Zielaufbauten untersucht wurden, beträgt die Geschwindigkeit 780 m/s. Dies entspricht einer Belastung nach Level 3 der NATO STANAG 4569. Die verdämmten, hybriden Mehrschichtaufbauten wurden schließlich mit 960 m/s beschos-

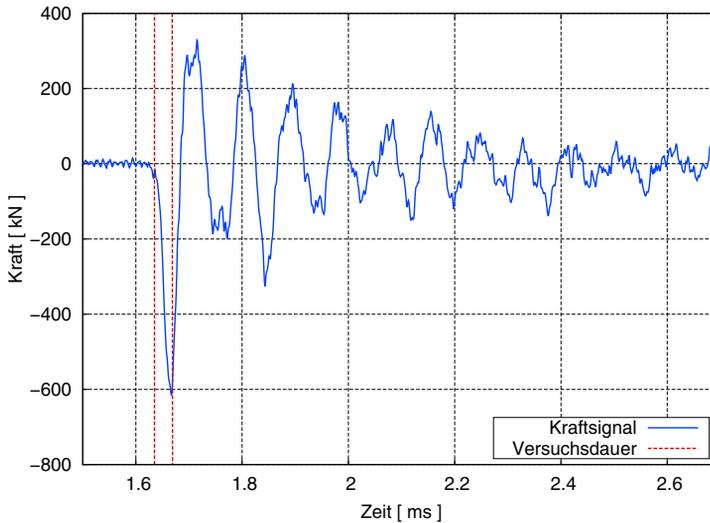


Abbildung 4.6 Vollständiges Kraftsignal an der Lagerung des Versuchsmusters im FSP-Beschuss am Beispiel eines Versuchs mit einer Probe des Werkstoffs AA7020-T651 in einer Dicke von 20 mm.

sen, was einer Belastung nach Level 4 - 5 nach NATO STANAG 4569 entspricht. Eine Belastung nach Level 6 - 7 entspricht einer FSP-Geschwindigkeit von 1250 m/s.

Werden die Versuche wie beschrieben durchgeführt, so können zur Auswertung verschiedene Parameter herangezogen werden: naheliegend ist die Auswertung der Restgeschwindigkeit. Ausgehend von der Geometrie des Versuchsmusters nach dem Beschuss kann die Beule auf der Rückseite vermessen und bewertet werden. Sie lässt Rückschlüsse auf den Versagensmechanismus sowie die aufgenommene Energie zu. Dabei ist eine flache Beule erwünscht.

Zur Veranschaulichung dessen, was ein Schutzaufbau an Energie aufnehmen muss und welche Drücke im Werkstoff entstehen, dient folgende einfache Rechnung: im Rohr der Kanone baut sich über der Rohrlänge von 2 m ein mittlerer Druck von 1000 bar auf. Dies ergibt im Fall eines vollständigen Stopps in einem Schutzaufbau mit einer Dicke von 100 mm einen maximalen Druck von 20 kbar.

4.3 Beschreibung des numerischen Modells

Da es sich bei den Bauteilen um dicke Strukturen handelt, werden 3D-Elemente (Solid, Brick) verwendet. Da im weiteren Verlauf auch anisotrope Werkstoffe unter Schädigung und Versagen betrachtet werden sollen, kann kein rotationsymmetrisches Modell eingesetzt werden. Stattdessen wird ein Viertelmodell verwendet, nachdem die Vergleichbarkeit mit einem Vollmodell gezeigt wurde. Für ein biaxiales Gewebe entspricht die Reduzierung des Modells auf ein Viertelmodell mit zwei Symmetrieebenen dem maximal möglichen Vereinfachungsgrad.

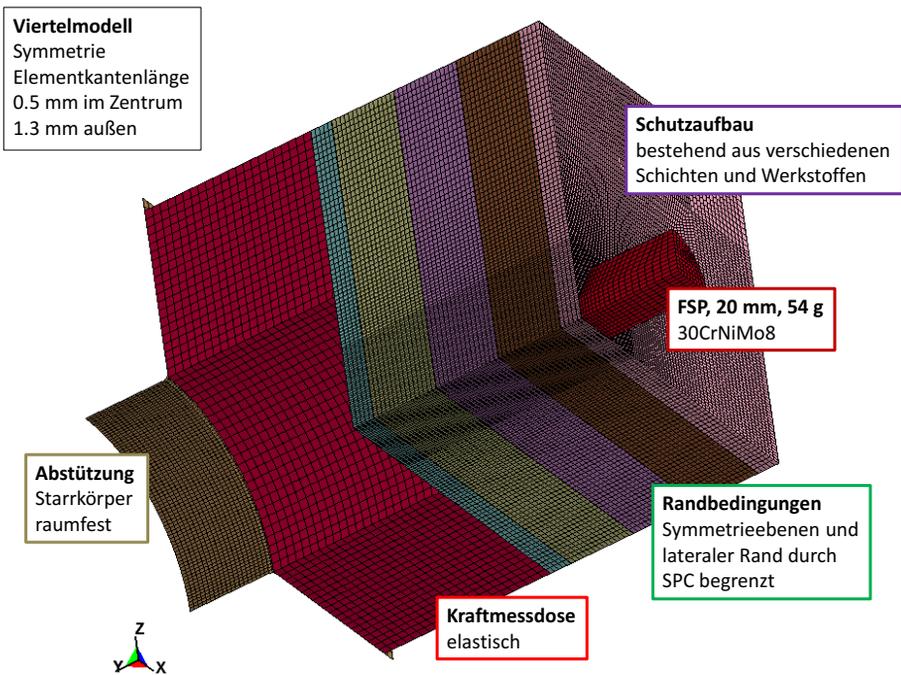


Abbildung 4.7 Darstellung des eingesetzten Finite Elemente Modells. Es handelt sich um ein Viertelmodell mit Symmetrierandbedingungen.

Abbildung 4.7 verdeutlicht den Aufbau des Modells als Viertelmodell. Die Symmetrieebenen werden dabei über Knotenrandbedingungen vorgegeben. Im vorliegenden Beispiel handelt es sich um einen hybriden Aufbau bestehend aus drei Ersatzwerkstoff-Schichten sowie zwei Aluminium-Schichten. Diese stützen sich in Belastungsrichtung auf einer Kraftmessdose ab. Die Lagerung wird repräsentiert durch einen Starrkörper, welcher im Raum fixiert ist und aus 2D-Elementen (Shell) besteht. Die Belastung erfolgt durch ein FSP-

Geschoss, welches ein Viertel der FSP-Masse beinhaltet. Lateral wird das Versuchsmuster durch Knotenrandbedingungen begrenzt. Für den Vergleich der Simulations-Kraft mit der Versuchskraft muss der Kraftverlauf entsprechend dem Viertelaufbau mit vier multipliziert werden. Gleiches gilt für Energieverläufe.

Das FSP-Geschoss wurde nicht speziell in Versuchen charakterisiert. Laut STANAG 4569 [109] handelt es sich um einen Stahl der Werkstoffbezeichnung 30CrNiMo8 mit einer Härte von 30 HRC. Da das FSP-Geschoss in den Versuchen nicht fragmentiert und kaum Splitter bildet sondern kompakt bleibt, ist eine bilineare elastisch-plastische Materialmodellierung ausreichend. Dazu wird ein von Mises Plastizitätsmodell mit den in Tabelle 4.2 gezeigten Parametern erstellt.

Tabelle 4.2 FSP-Geschoss - Materialparameter 30CrNiMo8

	ρ [g/cm ³]	E [GPa]	ν [-]	σ_y [GPa]	E_T [GPa]
30CrNiMo8	7.80	205	0.29	0.860	0.200

Teilweise sind die Schichtaufbauten verklebt. Der Einfluss der Verklebung ist nicht Gegenstand der vorliegenden Arbeit. Für die Modellierung des Klebstoffs wurden Versuche durchgeführt. Mit den gewonnenen Versuchsdaten konnte ein bilinearer Spannungs-Verschiebungsansatz angepasst werden. Das Modell unterscheidet dabei zwei Moden, sowohl Scher- als auch Schälbelastung. Der Klebstoff hat eine Energiefreisetzungsrate von 0.5 kJ/m². Auf die Charakterisierung und Modellierung des Klebstoffs wird in dieser Arbeit nicht eingegangen sondern stattdessen auf Arbeiten von Marzi et al. [94] sowie Stigh und Andersson [153] verwiesen.

4.4 Netzkonvergenzstudie

Numerische Modelle basieren auf der Idee, den kontinuierlichen Werkstoff sowie die Geometrie mit finiten Elementen zu diskretisieren. Dies ermöglicht es, den Werkstoffzustand abschnittsweise im Element zu beschreiben und schließlich im Zusammenspiel mit den anderen Elementen global zu ermitteln. Mit diesem Vorgehen erhält man allerdings eine Abhängigkeit des ermittelten Werkstoffzustandes vom Grad der Diskretisierung, also eine Elementgrößenabhängigkeit.

Besonders für große Bauteile ist es notwendig, große Elemente zu verwenden. Denn mit der Anzahl der Elemente steigt auch der Bedarf an Rechenkapazität und der Zeitaufwand zum Lösen des Gleichungssystems. Um nun zu ermitteln, ab welcher Elementgröße die Stoßwellenphänomene noch hinreichend gut abgebildet werden können, wird eine Netz-

konvergenzstudie durchgeführt. Dazu wird der zuvor in Abschnitt 3.3.1 beschriebene zehn Meter lange Stab verwendet und mit unterschiedlich großen Elementen modelliert. Dazu kommen Elemente mit einer Kantenlänge von 0.01 mm, 0.1 mm, 1 mm und 10 mm zum Einsatz. Dieses Modell entspricht dem Aufbau eines Planar-Platten-Impakt-Tests und damit einem uniaxialen Dehnungszustand.

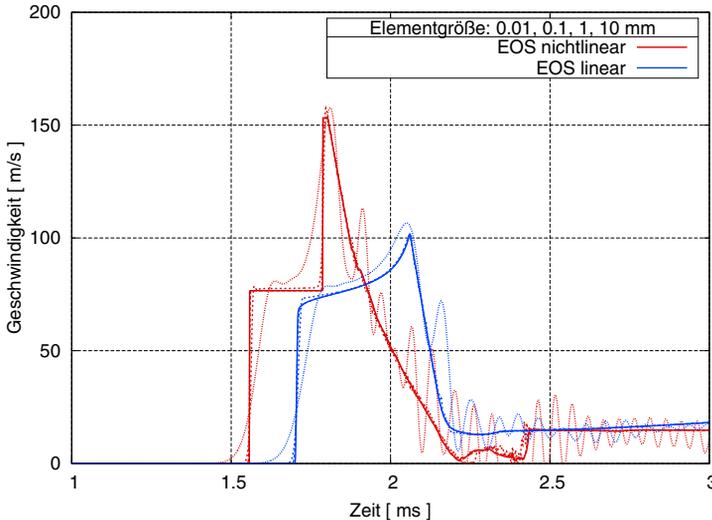


Abbildung 4.8 Konvergenzstudie und Vergleich zweier verschiedener Materialmodelle. Die gepunkteten Linien stellen den nicht-konvergierten Geschwindigkeitsverlauf unter Verwendung von Elementen mit einer Elementgröße größer als 0.01 mm dar. Die durchgezogenen Linien repräsentieren den konvergierten Verlauf unter Verwendung einer Elementgröße von 0.01 mm.

Es wird auf alle Stäbe der identische Druckimpuls von 5 GPa aufgebracht. Als Maß wird der Geschwindigkeitsverlauf des Stabes am freien Ende beobachtet. Diesen zeigt Abbildung 4.8.

Mit gestrichelten Linien wird der Geschwindigkeitsverlauf für den Fall der 10 mm großen Elementen dargestellt. Der Verlauf weicht stark von dem konvergierten Verlauf ab. Die scharfen Übergänge sowie die Sprünge können nicht abgebildet werden und es treten starke Schwingungen auf. Bereits für eine Elementkantenlänge von 1 mm konvertiert das Signal, eine Reduzierung der Elementkantenlänge bringt keine weitere Verbesserung.

Im Folgenden wird daher das elastisch plastische Hydro-Materialmodell mit einer Elementkantenlänge von 0.5 mm verwendet. Dies stellt eine Abbildung der Stoßwellenphänomene sowie einen stabilen Kontaktalgorithmus sicher.

Wie schon in Abschnitt 3.3.1 wird der Vergleich zwischen einem von Mises Plastizitätsmodell und einem elastischen plastischen Hydro-Materialmodell durchgeführt. Es ist

erkennbar, dass das von Mises Plastizitätsmodell einen zeitlichen Versatz, keinen steilen Anstieg und nicht die korrekten maximalen Geschwindigkeitswerte zeigt.

Der simulierte Geschwindigkeitsverlauf kann direkt als Messkurve aus einem Experiment interpretiert werden. Die ermittelte Gleichung (2.60) kann dann an dieser Stelle überprüft werden. Abbildung 4.8 zeigt eine Hugoniot-Elastic-Limit-Geschwindigkeit von $v_{\text{HEL}} = 76 \text{ m/s}$. Mit einer 3D-Wellengeschwindigkeit von $C_{3D} = 6403 \text{ m/s}$ sowie einer Dichte von $\rho_0 = 2.76 \text{ g/cm}^3$ ergibt sich daraus ein Hugoniot-Elastic-Limit von

$$\sigma_{\text{HEL}} = \frac{1}{2} \rho_0 C_L v_{\text{HEL}} = \frac{1}{2} 2.76 \cdot 10^{-6} \text{ kg/m}^3 \cdot 5328 \text{ m/s} \cdot 76 \text{ m/s} = 0.672 \text{ GPa}.$$

Mit Hilfe der Gleichung (2.59) kann die Fließspannung unter uniaxialem Spannungszustand ermittelt werden:

$$\sigma_y = \frac{\sigma_{\text{HEL}}}{\left(\frac{K + \frac{4}{3}G}{2G}\right)} = \frac{0.672 \text{ GPa}}{\left(\frac{78.3 \text{ GPa} + \frac{4}{3} 26.2 \text{ GPa}}{2 \cdot 26.2 \text{ GPa}}\right)} = 0.311 \text{ GPa}.$$

Dieser Wert entspricht der im Modell vorgegebenen Fließgrenze. Die Gültigkeit von Gleichungen und Modell konnte also gezeigt werden. Bei dem verwendeten Modell handelt es sich um das in Abschnitt 6.4 entwickelte elastisch plastische Hydro-Materialmodell für die Aluminium-Legierung AA7020-T651.

5 Untersuchungen zu Panzerstahl Armox 440T

5.1 Allgemeines

Bei dem Panzerstahl Armox 440T handelt es sich um einen Stahl der schwedischen Firma SSAB mit hohem Nickel-, Mangan- und Chrom-Anteil. Laut Datenblatt [148] des Herstellers setzt sich der Panzerstahl aus den in Tabelle 5.1 aufgeführten Komponenten mit den entsprechenden Anteilen zusammen. Es handelt sich dabei um maximal zulässige Anteile. Die Vorgaben wurden mit Hilfe einer Spektralanalyse bestätigt. Bei den gezeigten Messwerten handelt es sich um eine Mittlung aus drei Messungen an drei verschiedenen Positionen.

Tabelle 5.1 Panzerstahl Armox 440T - Anteile der chemischen Komponenten in Masse-%

Chemisches Element	C	Si	Mn	P	S	Cr	Ni	Mo	B
Datenblatt [148]	0.21	0.50	1.20	0.01	0.01	1.000	2.50	0.70	0.00
Eigene Messung	0.18	0.23	0.87	0.01	0.00	0.66	2.03	0.63	0.00

Abbildung 5.1 zeigt Lichtmikroskop-Aufnahmen des Gefüges. Die Aufnahmen zeigen keine ausgeprägten Körner. Es handelt sich um einen sehr feinkörnigen und homogenen Stahl. In Ansätzen kann Martensitgefüge erkannt werden. Um diese homogene Körnung zu erreichen, wurde der Stahl vom Hersteller bis in den Austenitbereich erwärmt und dann überkritisch abgekühlt, also abgeschreckt. Um eine industrielle Verwendbarkeit zu erreichen, muss der Stahl schließlich noch angelassen worden sein. Siehe dazu auch Speich und Leslie [147] sowie Barenyi et al. [11].

Die mechanischen Eigenschaften laut Datenblatt [148] sind in Tabelle 5.2 aufgeführt. Es handelt sich um einen hochharten Stahl mit einer Härte von 420 bis 480 nach Brinell bis in eine Tiefe von 4 - 5 mm. Eigene Härtemessungen konnten diesen Wert mit 440 HBW bestätigen. Die Charpy-Versuche hat der Hersteller nach Norm DIN EN ISO 148 [50] mit einer V-Kerbe bei einer Temperatur von -40°C durchgeführt. Die Bruchdehnung A wird

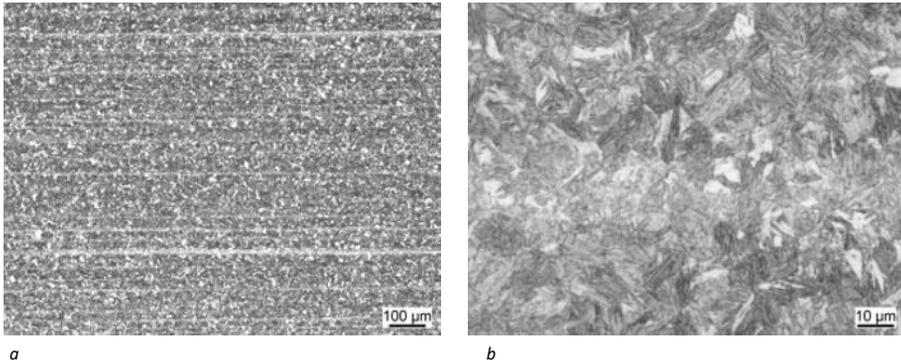


Abbildung 5.1 Panzerstahl ArmoX 440T - Schlißbilder des Gefüges bei zwei verschiedenen Vergrößerungen.

abhängig vom verwendeten Rundzugstab unter Angabe des Geometrie-Verhältnisses $k = \text{Anfangsmesslänge zu Anfangsdurchmesser}$ bestimmt.

Tabelle 5.2 Panzerstahl ArmoX 440T - Mechanische Eigenschaften laut Datenblatt [148]

Brinell-Härte	Charpy-V	$R_{p0.2}$	R_m	A_5	A_{50}
HBW	[Joule]	[MPa]	[MPa]	%	%
420 - 480	35	1100	1250 - 1550	10	12

Dey et al. [41] - [43] haben zahlreiche Studien zum Verhalten von Weldom-Stahl unter ballistischer Belastung durchgeführt. Dabei wurde sowohl die Plattendicke als auch ein dickenäquivalenter Schichtaufbau mit verschiedenen Geschossformen belastet und die experimentellen Ergebnisse verglichen. Das analytische Modell nach Lambert und Jonas [87], wie es in Abschnitt 3.2 vorgestellt wurde, wurde für alle Schutzaufbauten bestimmt. Eine numerische Modellierung wurde mit dem Modell nach Johnson und Cook [81] durchgeführt.

Pechoucek et al. [116] haben ähnliche Versuche mit ArmoX 440T durchgeführt. Sie haben ein FSP-Geschoss auf eine doppelagige Schutzplatte geschossen, die einen Luftspalt zwischen den Platten aufweist. Dabei wurden die Werkstoffe der beiden Platten variiert. Für die Plattenkonfigurationen wurden die zugehörigen Grenzggeschwindigkeiten v_{50} experimentell ermittelt. Eine numerische Modellierung wird allerdings nicht für ArmoX 440T sondern für einen alternativen Panzerstahl gezeigt.

5.2 Experimentelle Untersuchungen

Für den Panzerstahl Armox 440T wurden FSP-Beschussversuche an Einzelschicht-Platten durchgeführt. Dazu wurde der in Abschnitt 4.2 beschriebene Versuchsaufbau verwendet. Dabei erfolgte keine laterale Verdämmung der Schutzplatten, da Stahl bei diesen geometrischen Abmessungen eine ausreichend hohe Eigenverdämmung aufweist. Eine Verformung am Rand tritt nicht auf. Die Versuchsmuster haben eine nominelle Dicke von 8.5 mm. Dies entspricht gemäß dem Prinzip der Flächengewichtsäquivalenz nach Gleichung (3.1) etwa einer Schutzdicke von 25 mm in Aluminium.

Für einen Stahl mit einer Dicke von 8.5 mm (0.335 inch) unter Beschuss des 20 mm FSP ist in der Richtlinie MIL-DTL-12560 [98] keine Mindestleistung hinterlegt.

Abbildung 5.2 zeigt die Versuchsmuster nach dem FSP-Beschuss. Darauf ist erkennbar, dass der FSP die Panzerstahlplatte durchschlagen hat. Aus der Detailansicht sowie den Hochgeschwindigkeitsaufnahmen in Abbildung 5.3 ist erkennbar, dass der FSP die Schutzplatte durchgestanzt hat und sich keine Beule ausgebildet hat. Das Material wurde lokal auf Scherung beansprucht und hat aufgrund dieser Scherbelastung versagt.

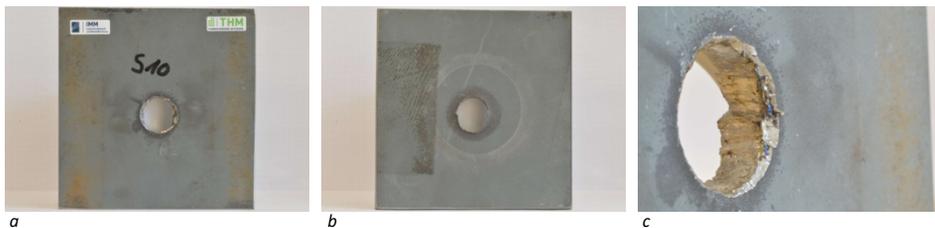


Abbildung 5.2 Panzerstahl Armox 440T - Versuchsmuster nach dem FSP-Beschuss mit einer Größe von 140 x 140 mm: Einschussseite (a); Ausschussseite (b); Detailansicht der Einschussseite (c).

Tabelle 5.3 Panzerstahl Armox 440T - Versuche und zugeordnete Geschwindigkeiten

Armox 440T	S10	S11	S12
	m/s	m/s	m/s
Auftreffgeschwindigkeit	772	761	771
Austrittsgeschwindigkeit	414	461	411

Tabelle 5.3 fasst die Geschwindigkeiten der drei Schuss auf den Panzerstahl Armox zusammen. Daraus geht hervor, dass die nominelle Auftreffgeschwindigkeit von 780 m/s nicht ganz erreicht wurde. Die Auftreffgeschwindigkeit weist eine Streuung von 11 m/s auf. Die Austrittsgeschwindigkeit streut in einer Größenordnung von 50 m/s. Ein Zusammenhang

mit der Streuung der Auftreffgeschwindigkeit kann nicht hergestellt werden, da der initial langsamste FSP am schnellsten ausgetreten ist. Die Streuung der Austrittsgeschwindigkeit ist mit der Streuung der Werkstoffeigenschaften und einem statistischen Bruchverhalten zu erklären.

Die Hochgeschwindigkeitsaufnahmen in Abbildung 5.3 zeigen zwei Zeitpunkte eines FSP-Beschusses auf den Panzerstahl. In der ersten Abbildung ist das FSP-Geschoss links am Rand vor dem Auftreffen auf die Schutzplatte zu erkennen. Im zweiten Bild ist erkennbar, dass das FSP-Geschoss die Schutzplatte durchschlagen hat. Zusätzlich zum FSP ist ein Plug erkennbar, der durch den FSP aus der Schutzplatte heraus geschlagen wurde. Sowohl FSP als auch Plug sind perspektivisch vor der Messstrecke erkennbar, sodass die Austrittsgeschwindigkeit ermittelt werden kann.

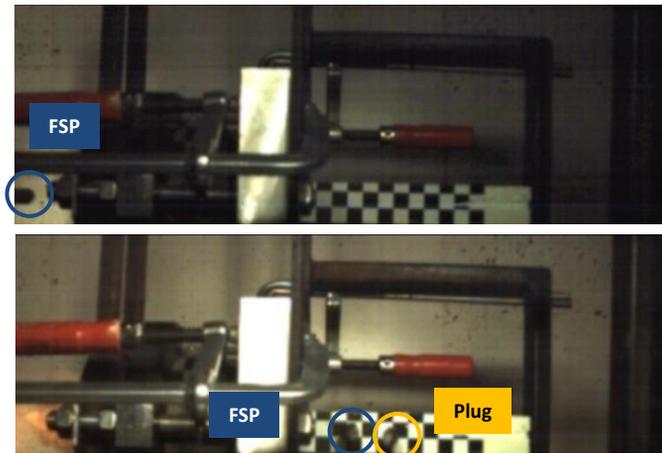


Abbildung 5.3 Panzerstahl ArmoX 440T - Die Hochgeschwindigkeitsaufnahmen zeigen das FSP-Geschoss vor und nach dem Durchschlagen der Platte sowie einen Stanzpfropfen (Plug).

Abbildung 5.4 zeigt die Kraftmessung zu den FSP-Beschussversuchen. Darauf ist erkennbar, dass das registrierte Kraftmaximum zwischen 700 kN und 900 kN streut. Dies ist eine sehr große Streuung, jedoch hebt sich der Panzerstahl deutlich von den anderen Werkstoffen ab, wie in Abschnitt 9 gezeigt wird. Die Kraftmaxima korrelieren nicht mit der Auftreff- oder Austrittsgeschwindigkeit. Insgesamt wird das Kraftsignal mit einer ausreichend hohen Abtastrate aufgezeichnet, allerdings wird die maximale Last für die Kraftmessdose von 1000 kN fast erreicht.

5.3 Numerische Untersuchungen

Die nachfolgende Modellierung stützt sich weitestgehend auf Literaturdaten.

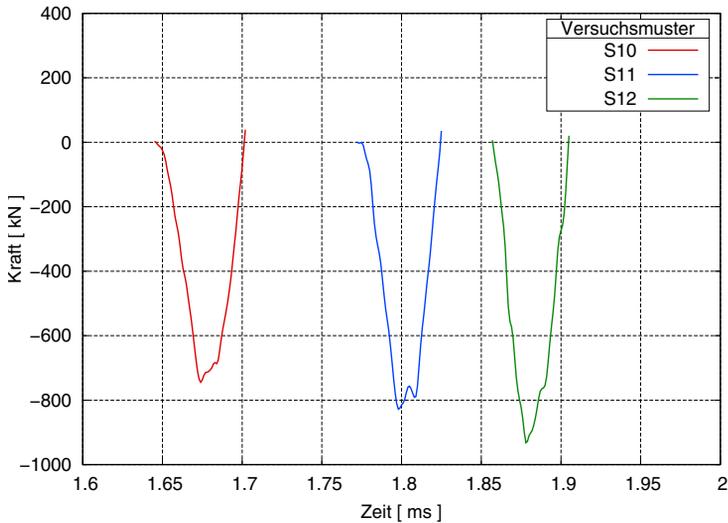


Abbildung 5.4 Panzerstahl ArmoX 440T - Kraft-Zeit-Signal

Der Elastizitätsmodul für Stahl kann mit 210 GPa angenommen werden. Buchar und Rolc [27] geben für einen Panzerstahl ArmoX 440T eine Fließgrenze von $\sigma_y = 1200$ MPa an. Diese hat sich in der Simulation für die gezeigten Versuche als zu hoch erwiesen und wurde daher dem Datenblatt entsprechend auf 1100 MPa festgesetzt. Im Datenblatt wird ein sehr großer Bereich für die Zugfestigkeit angegeben. Da das plastische Fließen nicht aus eigenen Versuchen bekannt ist, wird von einer geringen Verfestigung ausgegangen. Vom Fließpunkt bei 1100 MPa und einer plastischen Dehnung von null steigt die Verfestigungskurve linear auf einen Wert von 1140 MPa für eine plastische Dehnung von eins. Dies entspricht nahezu idealer Plastizität.

Für die Modellierung des Versagens wurden die Beschussversuche herangezogen. Unter Berücksichtigung der Austrittsgeschwindigkeit sowie der Kraft-Zeit-Messkurve wurde ein einfaches Schubversagenskriterium mit einer plastischen Versagensdehnung ϵ_f^p angepasst. Dieses Schubversagen wird als Versagensmode angenommen, da auf den Hochgeschwindigkeitsaufnahmen ein Plug beobachtet werden konnte.

Tabelle 5.4 Panzerstahl ArmoX 440T - Parameter für elastisch-plastisches Materialmodell

	E	ν	σ_y	ϵ_f^p
	[MPa]	[-]	[MPa]	[-]
ArmoX 440T	210000	0.30	1100	0.29

Tabelle 5.4 zeigt die im Materialmodell verwendeten Parameter. Die für die Zustandsgleichung verwendeten Parameter zeigt Tabelle 5.5. Da keine Versuchsergebnisse für eine Belastung des Panzerstahl ArmoX 440T unter uniaxialem Dehnungszustand bekannt sind, können die exakten Parameterwerte nicht angegeben werden. Daher wurden die Parameter basierend auf Literaturquellen und Informationen von Konferenzen festgelegt. Siehe dazu Hiermaier [75], McQueen et al. [97], Zocher et al. [171] und Marsh [93].

Tabelle 5.5 Panzerstahl ArmoX 440T - Parameter für Grüneisen-Zustandsgleichung

	ρ [g/cm ³]	C [m/s]	S_1 [-]	γ_0 [-]	a [-]
ArmoX 440T	7.80	5188	1.49	2.17	0.47

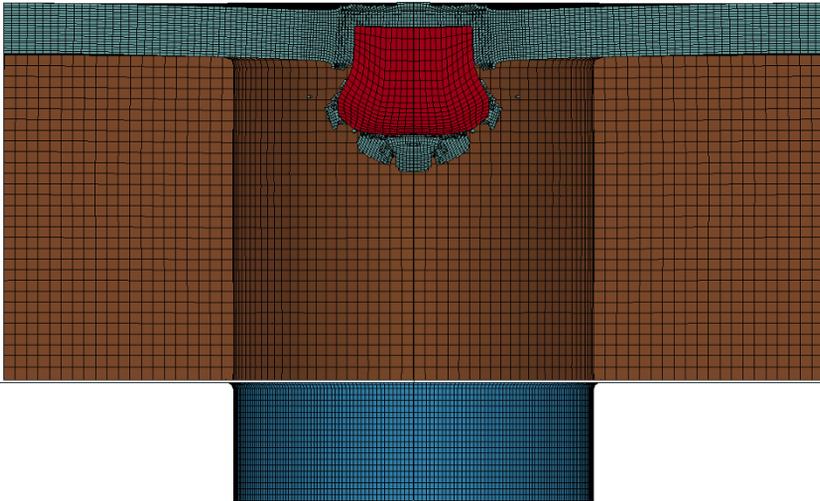


Abbildung 5.5 Panzerstahl ArmoX 440T - Darstellung des verformten Modells und Ausbildung eines Stanzpropfens (Plug).

In Abbildung 5.5 ist das Simulationsmodell dargestellt. Es handelt sich um eine gespiegelte Darstellung des Viertelmodells. Der FSP ruft eine lokale Deformation und ein lokales Versagen auf der Schutzplatte hervor. Der FSP wird dabei stark deformiert. Es bildet sich außerdem ein Plug nach Zukas et al. [172], wie er auch im Versuch beobachtet wurde. Abbildung 5.6 zeigt den Vergleich des Kraft-Zeitsignals, welches im Versuch gemessen wurde, mit der Simulation. Das Kraftmaximum sowie der Anfangsanstieg in der Simulation stimmen mit dem Versuch gut überein. Die im Versuch gemessene Austrittsgeschwindigkeit von 410 m/s - 460 m/s kann in der Simulation gut abgebildet werden, wie

aus Abbildung 5.7 hervorgeht. Darin und im Folgenden wird die experimentell ermittelte Austrittsgeschwindigkeit als horizontale Linie dargestellt.

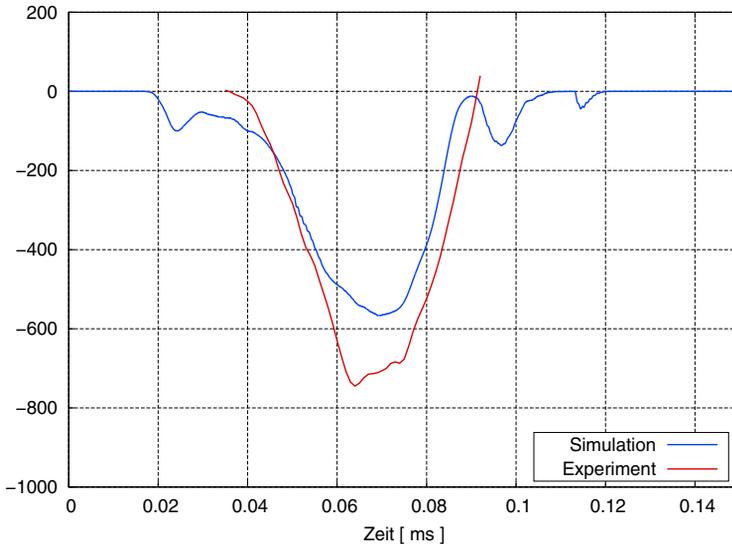


Abbildung 5.6 Panzerstahl ArmoX 440T - Darstellung der Kraftantwort aus der Simulation im Vergleich zum Experiment.

Im letzten Schritt wird die Abhängigkeit der Austrittsgeschwindigkeit von der Impactgeschwindigkeit sowie der Plattendicke ermittelt. Dazu werden unterschiedliche Kombinationen aus Plattendicke und Auftreffgeschwindigkeit untersucht. Die Ergebnisse sind in Abbildung 5.8 dargestellt.

Die Versuchspunkte für eine Plattendicke von 8.5 mm und einer Impactgeschwindigkeit von 780 m/s sind ergänzend in das Diagramm eingefügt. Außerdem beinhaltet die Darstellung den Ansatz nach Lambert and Jonas [87] (LJ) für jede Plattendicke, siehe Zukas [172]. Die Parameter wurden an die Simulationspunkte angepasst und sind experimentell nicht bestätigt. Besonders im Bereich der Grenzgeschwindigkeit v_{50} ist die Vorhersage der im Versuch tatsächlich auftretenden Austrittsgeschwindigkeit schwierig.

Die Parameter für den LJ-Ansatz sind in Tabelle 5.6 zusammengefasst. Auf Basis der in Abschnitt 6.4 vorgestellten Studie an Aluminium AA7020 wird davon ausgegangen, dass der Lambert-Ansatz für dünne Strukturen bis 15 mm gut zu experimentellen Ergebnissen passen wird. Da sich der Versagensmechanismus für dicke Strukturen ändert, passt der LJ-Ansatz im Fall von dicken Platten voraussichtlich nur für hohe Geschwindigkeiten. Da keine umfangreichen Versuche zur Verfügung stehen und so die Grenzgeschwindigkeiten v_{50} für die unterschiedlichen Dicken unbekannt sind, werden die Parameter a und p für alle Dicken gleich gesetzt und nicht abhängig von der Plattendicke variiert.

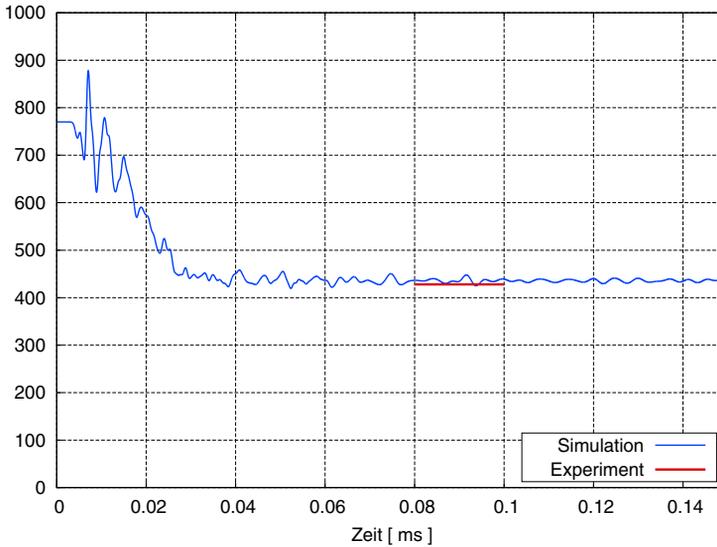


Abbildung 5.7 Panzerstahl ArmoX 440T - Darstellung des Geschwindigkeitsverlaufs aus der Simulation im Vergleich zur im Mittel experimentell gemessenen Austrittsgeschwindigkeit.

Die Vorgabe der Richtlinie MIL-DTL-12560 [98] für einen RHA-Stahl mit einer Dicke von 0.785 inch (20 mm) unter Beschuss des 20 mm FSP unter 0° für die Grenzgeschwindigkeit v_{50} lautet 3063 ft/sec. Dies entspricht einer Geschwindigkeit von 933 m/s. In der Simulation wird die Anforderung mit 1050 m/s erfüllt.

Tabelle 5.6 Panzerstahl ArmoX 440T - Parameter für LJ-Ansatz

Plattendicke	8 mm	10 mm	15 mm	20 mm
v_{50} [m/s]	420	580	850	1050
a	0.78	0.78	0.78	0.78
p	1.70	1.70	1.70	1.70

Die Grenzgeschwindigkeit v_{50} von 1050 m/s (3445 ft/sec) wird in der Richtlinie MIL-DTL-12560 [98] für einen RHA-Stahl mit einer Dicke von 0.9 inch angegeben. Dies entspricht einer Dicke von 22.9 mm. Der Panzerstahl ArmoX 440T erreicht also eine Schutzeffizienz gemäß Gleichung (3.2) von

$$TE_{\text{ArmoX440T}} = \frac{\text{RHA}}{t_{\text{ArmoX440T}}} = \frac{22.9 \text{ mm}}{20 \text{ mm}} = 1.15.$$

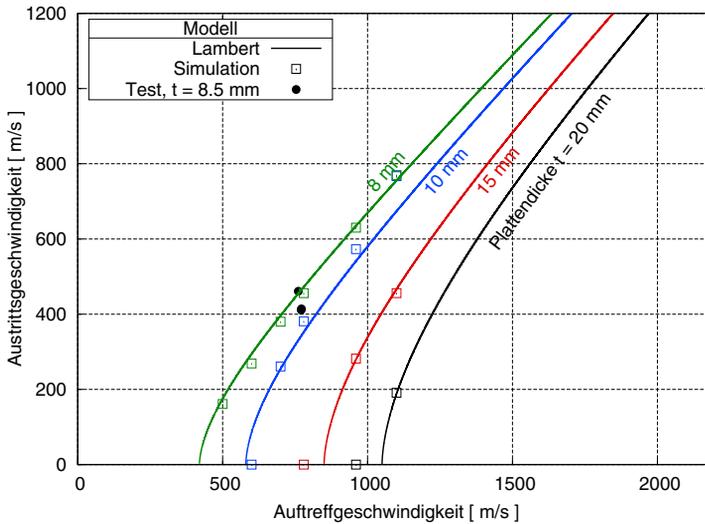


Abbildung 5.8 Panzerstahl ArmoX 440T - Simulative Studie zu unterschiedlichen Plattendicken und Auftreffgeschwindigkeiten.

Da von gleicher Dichte des Panzerstahls ArmoX 440T und dem RHA-Stahl ausgegangen werden kann, entspricht dies auch der massebezogenen Effizienz E_M gemäß Gleichung (3.3). Der moderne Panzerstahl ArmoX 440T besitzt also eine um 15% höhere Schutzleistung als der Vergleichsstahl RHA nach der Richtlinie MIL-DTL-12560 [98].

Es konnte gezeigt werden, dass die ermittelten Versuchsergebnisse aus Basis von Literaturdaten sehr gut mit der numerischen Simulation abgebildet werden können.

6 Untersuchungen zu Aluminium AA7020-T651

6.1 Allgemeines

Aluminium ist ein Leichtmetall, welches in unterschiedlichen Legierungen hergestellt wird. Aufgrund seiner guten Eigenschaften wird es sowohl im Maschinenbau und dem Bauwesen als auch der Elektrotechnik verwendet. Im Zusammenhang mit Leichtbau in der Luftfahrt und Downsizing im Automobilbau spielen Aluminiumlegierungen eine bedeutende Rolle.

Chemisch sind die verschiedenen Legierungen stabil und mechanisch universell einsetzbar. Die gute Verarbeitbarkeit ermöglicht es, die unterschiedlichen Anforderungen der Fertigung zu erfüllen und eine Vielzahl von Verfahren anzuwenden. So können Aluminiumlegierungen gegossen, aber auch warm oder kalt umgeformt werden. Spanende Verfahren sind ebenso möglich wie schweißen und löten. Aluminium ist gut umweltverträglich und kann recycelt werden.

Aluminiumlegierungen sind abhängig vom Hauptlegierungselement in 8 Gruppen kategorisiert. Dabei können Festigkeiten zwischen 100 MPa und 700 MPa erreicht werden. Abhängig vom Hauptlegierungselement unterscheiden sich die Parameter Festigkeit, Formbarkeit, Korrosionsbeständigkeit, Härtearbeit und Schweißbarkeit.

Bei dem hier untersuchten Aluminium AA7020-T651 (AlZn4.5Mg1, Werkstoffnummer 3.4335) handelt es sich um eine Legierung mit den Hauptlegierungselementen Zink von bis zu 5 Masse-% und Magnesium von bis zu 1.4 Masse-%. Die Legierung ist gut aushärtbar und erreicht sehr hohe Festigkeitskennwerte. Als kupferarme Legierung reduzieren sich die Festigkeitskennwerte beim Schweißen kaum.

Laut Norm DIN EN 573 [49] setzt sich die Aluminium-Legierung aus den in Tabelle 6.1 aufgeführten Komponenten zusammen. Bei den von der Norm definierten Werten handelt es sich um maximal zulässige Anteile. Diese Werte wurden mit Hilfe einer Spektralanalyse bestätigt. Bei den gezeigten Werten handelt es sich um eine Mittlung aus drei Messungen an drei verschiedenen Positionen. Chinella [33] sowie Kumar und Nambodhiri [86] veröffentlichten ebenfalls eigene Messungen der chemischen Komponenten, die in Tabelle 6.1 gezeigt werden. Der Vergleich mit den eigenen Werten zeigt, dass die Anteile einer signifikanten Streuung unterliegen. Diese ist mit dem Herstellungsprozess der Legierungen

Tabelle 6.1 Aluminium AA7020-T651 - Anteile der chemischen Komponenten in Masse-%

Chemisches Element	Si	Fe	Cu	Mn	Mg	Cr	Zn
DIN EN 573 [49]	0.35	0.40	0.20	0.50	1.40	0.35	5.00
Eigene Messung	0.20	0.16	0.13	0.22	1.20	0.22	4.48
Chinella [33]	0.09	0.27	0.15	0.25	1.24	0.17	4.44
Kumar [86]	0.13	0.23	0.00	0.32	1.13	0.12	4.54

zu erklären. Auf Basis unterschiedlicher Komponentenanteile ist auch ein unterschiedliches mechanisches Verhalten zu erwarten. Die genaue Kenntnis der Zusammensetzung ist daher notwendig.

An der Aluminium-Legierung AA7020-T651 wurden sowohl Zugversuche als auch Durchstoßversuche sowie FSP-Beschussversuche an Einzelschicht-Platten durchgeführt. Die Versuche werden im Folgenden im Detail erläutert.

Die mechanischen Eigenschaften laut Datenblatt sind in Tabelle 6.2 aufgeführt. Die dort definierte Brinellhärte konnte in eigenen Messungen nicht erreicht werden. Im Mittel wurde ein Wert von 100 HBW auf der Oberfläche gemessen. Die Charpy-Versuche hat der Hersteller nach Norm DIN EN ISO 148 [50] mit einer V-Kerbe bei einer Temperatur von -40°C durchgeführt. Die Bruchdehnung A_{50} wurde unter Verwendung eines Rundzugstabs mit dem Anfangsmesslänge zu Anfangsdurchmesser-Verhältnis $k = 50$ bestimmt.

Durch den Hersteller ist eine Wärmebehandlung nach DIN 29850 [44] erfolgt. Die Legierung wurde dabei lösungsgeglüht, durch kontrolliertes Recken entspannt und anschließend warmausgelagert. Der Reckgrad beträgt dabei laut Norm 1.5% - 3.0%. Die Benennung der Temperaturbehandlung entspricht der Norm DIN EN 515 [48].

Tabelle 6.2 Aluminium AA7020-T651 - Mechanische Eigenschaften laut Datenblatt

Brinell-Härte	Charpy-V	$R_{p0.2}$	R_m	A_{50}
HBW	[J]	[MPa]	[MPa]	%
105 - 120	25	280	340	9

Abbildung 6.1 zeigt Lichtmikroskop-Aufnahmen des Gefüges. Die Proben wurden direkt aus Schutzplatten mit einer Dicke von 20 mm entnommen. Die Abbildung zeigt eine Ansicht auf den Plattenquerschnitt. Nach dem Schleifen wurden die Proben mit 2% NaOH- und Weck-Lösung angeätzt. Es ist eine intermetallische Phase aus Aluminium-Mischkristallen erkennbar. Insgesamt ist das Gefüge sehr homogen.

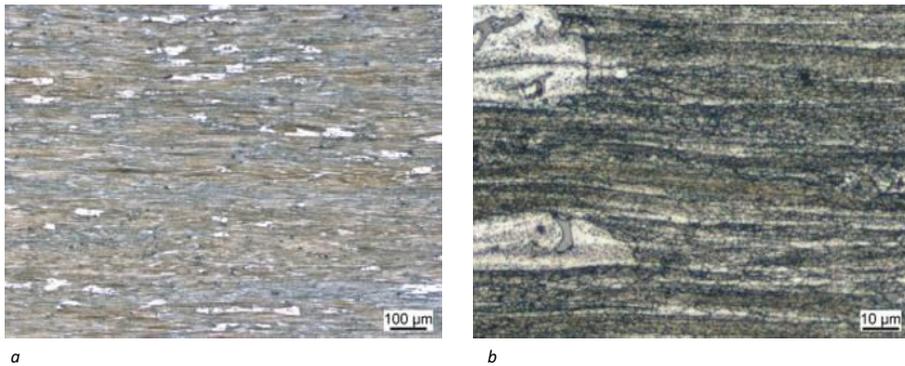


Abbildung 6.1 Aluminium AA7020-T651 - Schlibbilder des Gefüges bei zwei verschiedenen Vergrößerungen.

6.2 Literatur

In der Literatur finden sich zahlreiche Veröffentlichungen zum ballistischen Verhalten von unterschiedlichen Aluminiumlegierungen. Darin werden verschiedene Aspekte untersucht. Die Impactgeschwindigkeit sowie die Plattendicke sind zwei Parameter, dazu kommt die Art und Form des Impaktors. Darüber hinaus werden unterschiedliche numerische Verfahren angewendet, um die beobachteten Effekte zu beschreiben. Der folgende Abschnitt gibt einen Überblick über die wichtigsten Veröffentlichungen.

Dünne AA1100-H12 Platten unter einer Geschwindigkeit von bis zu 100 m/s wurden von Tiwari et al. [156] untersucht. Darin haben sie die Einspannrandbedingungen sowie die Impaktorgeometrie variiert und die Grenzgeschwindigkeit ermittelt. Im Projekt Thor [155] wurden umfangreiche Daten zum ballistischen Widerstandsvermögen von Metallen ermittelt, darunter AA2024-T3.

Clausen et al. [34] haben Studien zu AA5083 durchgeführt. Sie untersuchten die Anisotropie des Werkstoffs durch quasistatische und dynamische Zugversuche bei Belastung unter verschiedenen Richtungen. Auf Basis dieser Arbeit ergänzten Grytten et al. [68] Untersuchungen von Blechen in 3 mm - 10 mm Dicke unter Geschwindigkeiten von 3.5 m/s - 16 m/s. Borvik et al. [20] untersuchten die AA5083-Platten mit einer Dicke von 15 mm - 30 mm. Diese wurden mit einem zylindrischen Projektil unter einer Geschwindigkeit bis 400 m/s impaktiert. Er entwickelte ein analytisches Modell zur Ermittlung des Impaktwiderstands und zeigte die Abhängigkeit der Austrittsgeschwindigkeit von der Plattendicke und der Impactgeschwindigkeit.

In Roth et al. [137] wurden Untersuchungen an AA5083 durchgeführt und Ergebnisse von Versuchen mit einem Split-Hopkinson-Pressure Bar vorgestellt. Außerdem ist eine Mo-

dellierung für ballistischen Impact erfolgt. In der Studie zeigte die Aluminium-Legierung erst ab einer Dehnrate von 1000/s eine dehnratenabhängige Verfestigung.

Abdulhamid et al. [1] untersuchte AA5086 unter mittleren Impactbelastungen. Dünne Platten wurden mit einem kugelförmigen Projektil mit 30 mm Durchmesser beschossen, die Impactgeschwindigkeit betrug 120 m/s. Sie untersuchten speziell die Werkstoffeigenschaften, darunter Zähigkeit und Festigkeit, um den besten Impactwiderstand zu ermitteln.

Untersuchungen an AA6061 wurden in Warren und Poormon [164] vorgestellt. Sie schossen lange Projektile mit ogivenförmiger Spitze unter Geschwindigkeiten von 580 m/s - 1200 m/s mit unterschiedlichen Winkeln zum Ziel auf halbusendliche Platten. Dabei wurde die Deformation des Geschosses sowie die Eindringtiefe untersucht. Sehr hohe Impactgeschwindigkeiten auf AA6061 konnten Rosenberg und Forrestal [136] umsetzen. Sie erreichten 1600 m/s für einen konisch geformten Stabimpaktor. Piekutowski et al. [118] schossen ogivenförmige Projektile mit einer Impactgeschwindigkeit von 3000 m/s auf dicke Ziele und werteten die Eindringtiefe aus. Untersuchungen zu dem Einfluss der Wärmebehandlung der AA6070 Legierung auf das ballistische Verhalten stellten Holmen et al. [77] vor.

Bezüglich der Legierung AA7020 in einer Plattendicke von 40 mm präsentierten Fras et al. [58] - [61] Untersuchungen mit dem 20 mm FSP, welches in der vorliegenden Arbeit ebenfalls eingesetzt wurde. Sie studierten das Bruchverhalten des Werkstoffs auf der Austrittsseite der Platten. Dazu ermittelten sie die Grenzgeschwindigkeit v_{50} und steigerten die Impactgeschwindigkeit bis 1400 m/s. Hanim und Klepaczko [73] untersuchten das Splittverhalten (spall fracture) von AA7020 numerisch und entwickelten ein Spall-Kriterium. Dabei geben sie die Parameter Elastizitätsmodul E , Querkontraktionszahl ν und das Hugoniot-Elastic-Limit (HEL) temperaturabhängig an. Chinella et al. [33] zeigten, dass die ballistischen Anforderungen der MIL-DTL-32505 [99] an die Legierung AA7020 erfüllt werden. Kumar und Namboodhiri [86] analysierten die chemischen Bestandteile von AA7020 und zeigten Untersuchungen der Härte und des Gefüges unter verschiedenen Temperatur- und Alterungsbedingungen. Außerdem führten sie Zugversuche durch und untersuchten die Versagensflächen der Legierung.

Detaillierte Untersuchungen zum Bruchverhalten von AA7075 haben auch Pedersen et al. [117] vorgenommen. Borvik et al. [22] charakterisierten die Legierung AA7075 durch Zug- und Druckversuche und untersuchten das Verhalten von 20 mm dicken Platten, impactiert durch stumpfe und ogivenförmige Geschosse bis zu einer Geschwindigkeit von 400 m/s. Plassard et al. [120] untersuchten AA2024 unter dem Impact von kugelförmigen Geschossen bis zu einer Geschwindigkeit von 4000 m/s. Seidt et al. [143] untersuchen anisotropes Blech der Legierung AA2024 unter Anwendung von optischer Hochgeschwindigkeits-Dehnungsauswertung (GOM Aramis 3D, high speed) und zusätzlicher Anwendung von Dehnungsmessstreifen. Dabei stellen sie fest, dass die Anisotropie von gewalzten Blechen

bei der Modellierung des Werkstoffs in der Simulation berücksichtigt werden muss, um das ballistische Verhalten korrekt abzubilden.

Eine ausführliche Untersuchung zu dem Einfluss von Geschossformen zeigen Borvik et al. [21], [23] und Dey et al. [42].

Bezüglich der numerischen Methodik entschieden sich die meisten Autoren für die Langrange Finite Elemente Methode und das Johnson Cook Modell, um Plastizität, Dehnratenabhängigkeit und Bruchverhalten abzubilden: Clausen et al. [34], Borvik et al. [20] - [23], Abdulhamid et al. [1], Tiwari et al. [156] und Fras et al. [58] - [61]. Nur Plassard et al. [120] verwendete einen Hydroansatz für den Impakt unter einer Geschwindigkeit von 4000 m/s. Dort werden auch Partikelmethode verwendet, ebenso bei Roth et al. [137] und Fras et al. [59], [60].

6.3 Experimentelle Untersuchungen

Die untersuchte Aluminium-Legierung AA7020-T651 kommt in vielen Anwendungen der Schutztechnik zum Einsatz. Um den Werkstoff umfangreich zu charakterisieren wurden zahlreiche experimentelle Untersuchungen durchgeführt. Diese werden im Folgenden vorgestellt. Die durchgeführten Zugversuche sowie Drei-Punkt-Biegeversuche ermöglichen eine Charakterisierung des elastischen und visko-plastischen Verhaltens. Anhand von Durchstoßversuchen wird das Versagen bewertet. Die ballistischen Versuche bilden die Basis für eine fundierte Auswertung des dynamischen Verhaltens von Aluminium.

6.3.1 Zugversuche

Die Zugversuche für metallische Werkstoffe wurden an einer Universalprüfmaschine durchgeführt. Es handelt sich um eine servohydraulische Prüfmaschine mit einer Kraftmessdose, die einen Messbereich bis 250 kN aufweist. Nach Vorberechnungen wurde der Messbereich auf 100 kN reduziert, um eine bessere Auflösung für die Messdaten zu erhalten.



Abbildung 6.2 Aluminium AA7020-T651 - Zugversuche, Versuchskonfiguration: Servohydraulische Zugmaschine Schenck PSB (a), Optisches Messsystem GOM Aramis 12M (b), Rund-Zugproben (c).

Die Zugproben wurden entsprechend der Norm DIN 50125 [46] nach Form A hergestellt. Dabei wurde ein Probendurchmesser von 16 mm gewählt. Die Geometrie ist in Abbildung 6.3 dargestellt. Nach Norm ergibt sich ein Kopfdurchmesser von 20 mm sowie eine Anfangsmesslänge von 80 mm. Die Gesamtlänge der Proben beträgt 210 mm. Die Zugproben wurden aus den gleichen Platten entnommen, welche im Anschluss beschossen wurde. Dazu wurden erst rechteckige Stangen aus den Platten gefräst und diese anschließend rund gedreht. Alternativ hätte Rundmaterial zur Charakterisierung des Aluminiums verwendet werden können. Allerdings kann sich das Aluminium im Rundmaterial aufgrund der zum dicken Blech unterscheidenden Fertigungshistorie in seinen mechanischen Eigenschaften zu Aluminium aus dicken Platten unterscheiden. Um möglichst das Verhalten der dicken Platten zu charakterisieren, wurde dieser Weg der Probenentnahme gewählt. Die Proben werden vor Versuchsbeginn mit einem statistischen Grauwert-Pixel-Muster versehen, damit sie durch das optische Messsystem zur Dehnungsauswertung vermessen werden können. Die Methodik wurde bereits in zahlreichen Veröffentlichungen beschrieben, z.B. Becker [14], Winter [165] und Vucetic et al. [163].

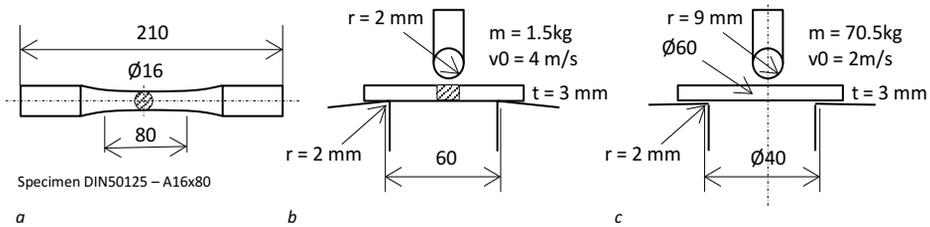


Abbildung 6.3 Versuchskonfigurationen: Zugstabgeometrie (a), Biegekonfiguration (b), Durchstoßkonfiguration (c).

Die quasistatischen Zugversuche wurden mit einer Geschwindigkeit von 5 mm/min durchgeführt. Dabei erfolgte die Regelung der Maschine verschiebungsgesteuert bei konstanter Geschwindigkeit. Von sechs geprüften Zugproben konnte eine Zugprobe nicht ausgewertet werden.

Abbildung 6.4 zeigt den Versuchsaufbau (a) sowie die deformierten Proben nach dem Versuch (b).

Abbildung 6.5 zeigt die final ausgewerteten Versuchsdaten als Spannungs-Dehnungs-Diagramm. Dabei handelt es sich um die wahre Spannung, denn der echte Querschnitt der Versuchsprobe ist durch die dreidimensionale optische Vermessung zu jedem Verformungszustand bekannt. Außerdem ist die Dehnung lokal gemessen, das heißt, in einem sehr kleinen Bereich, in welchem die größte Verformung und Einschnürung auftritt, gemittelt. Es handelt sich um die Summe aus elastischer und plastischer Dehnung.



Abbildung 6.4 Aluminium AA7020-T651 - deformierte Zugproben: Probe in der Einspannung (a), Proben nach dem Bruch (b), deformierte Durchstoßproben: Proben mit ausgestanztem Material (c).

Der Werkstoff verhält sich sehr reproduzierbar. Der Elastizitätsmodul sowie die Fließgrenze können in dieser Darstellung ermittelt werden. Die elastischen Konstanten können aus Tabelle 6.3 entnommen werden.

Tabelle 6.3 AA7020-T651 - Die durch optische Dehnungsmessung ermittelten elastischen Konstanten

	S12	S13	S14	S15	S16	Mittel
E-Modul [GPa]	69.90	71.40	72.30	70.70	75.40	71.90
Poissons-Zahl [-]	0.34	0.37	0.31	0.33	0.33	0.34

6.3.2 Drei-Punkt-Biegeversuche

Im uniaxialen Zugversuch konnte das elastische sowie das plastische Werkstoffverhalten bis zum Bruch ermittelt werden. Durch die Anwendung des optischen Dehnungsmesssystems ist das Verformungsfeld auf der Oberfläche des Zugstabes zu jedem Zeitpunkt der Deformation bekannt. Es liegen damit sehr umfangreiche und fundierte Daten zur Auswertung des Werkstoffverhaltens vor. Allerdings ist auch ein hoher Zeitaufwand sowie eine kostenintensive Messausstattung notwendig. Als alternativen Weg schlagen Reithofer et al. [127] vor, Biegeversuche durchzuführen. Für dynamische Belastungen unter Dehnraten bis 100/s ist dies auf dem kompakten Pendelschlagwerk 4a Impetus zeitsparend möglich. Anstelle einer direkten Auswertung der Spannungen und der Dehnungen erfolgt die Ermittlung der Werkstoffkennwerte durch „reverse engineering“. Bei diesem Prozess wird die Versuchskurve als Zielkurve für die Simulation vorgegeben und die Materialmodellparameter innerhalb eines Optimierungsprozesses ermittelt. Das Verfahren sowie die Versuchsvorrichtung sind durch das Patent DE102005048251 [70] geschützt. Die quasistatischen Versuche werden auf einer Universalprüfmaschine durchgeführt.

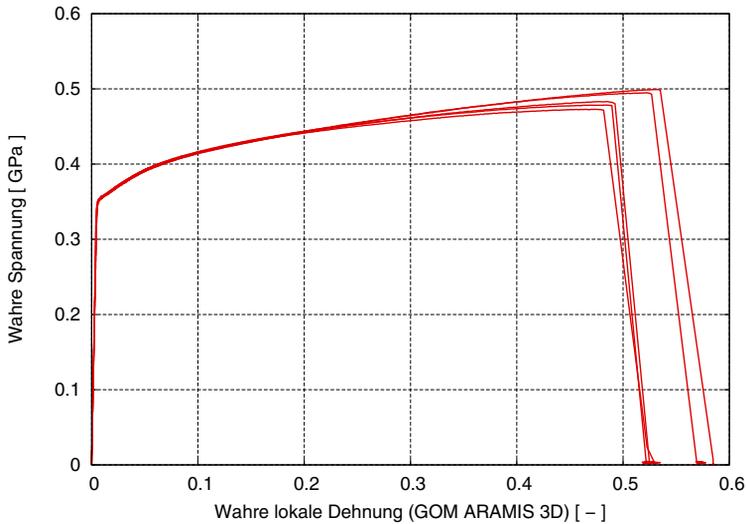


Abbildung 6.5 Aluminium AA7020-T651 - Wahre Spannung über wahrer lokaler Dehnung aus der optischen Dehnungsauswertung des Zugversuchs bei einer Traversengeschwindigkeit von 5 mm/min.

Um eine Dehnratenabhängigkeit des Werkstoffs zu ermitteln werden Versuche bei zwei Geschwindigkeiten durchgeführt. Die Proben für die Drei-Punkt-Biegeversuche wurden aus einer Platte mit einer Dicke von 3 mm durch Wasserstrahlschneiden hergestellt. Der Auflagerabstand betrug nominell 60 mm, der Radius von Lager und Impaktor 2 mm. Abbildung 6.3 (b) zeigt den Aufbau schematisch.

In Abbildung 6.6 sind die Versuchsergebnisse für beide Pendelgeschwindigkeiten unter Verwendung von jeweils vier Proben dargestellt. Es handelt sich dabei um eine Darstellung der Kraft über dem Weg. Dort sind geometrische Abweichungen der Proben, des Auflagerabstandes und der Radien im Versuchsaufbau direkt erkennbar. Daraus resultiert auch der voneinander abweichende Anfangsanstieg. Insgesamt ist eine Dehnratenverfestigung nicht erkennbar, das heißt, in dem aufgetretenen Dehnratenbereich verhält sich das Aluminium zeitunabhängig.

Durch Nachsimulieren der Versuche und unter Verwendung eines Ansatzes für das plastische Fließen des Werkstoffs können die elastischen und plastischen Kennwerte der Aluminium-Legierung ermittelt werden. Diese werden in Abschnitt 6.4 diskutiert. Da im Versuch kein Versagen aufgetreten ist, sondern die Proben nur elastisch und plastisch deformiert wurden, kann in diesem Fall kein Versagensmodell angepasst werden.

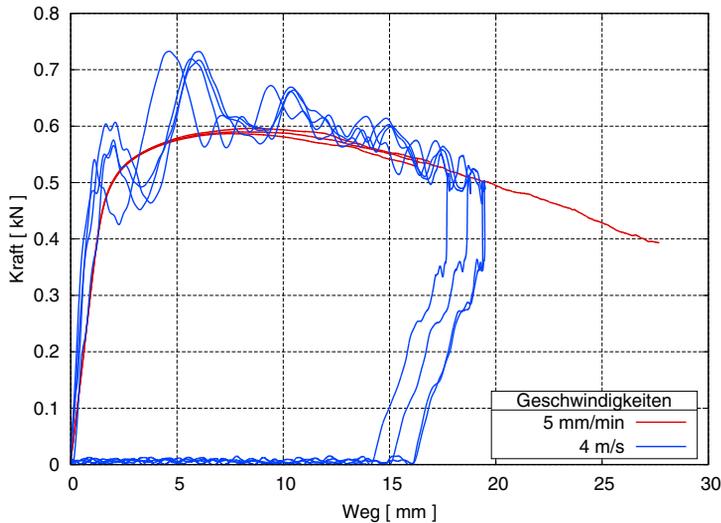


Abbildung 6.6 Aluminium AA7020-T651 - Kraft-Weg-Verlauf in quasistatischen und dynamischen Drei-Punkt-Biegeversuchen.

6.3.3 Durchstoßversuche

Als zu einem Beschussversuch ähnlichen Lastfall wurde der Durchstoßversuch ausgewählt. Wendet man diesen auf dünne Materialien an und spannt die Versuchsproben seitlich ein, so entsteht ein rein biaxialer Belastungszustand. Die Probe wird in der Ebene auf Zug belastet, ähnlich einer Membran. Verwendet man jedoch im Verhältnis zu den Randbedingungen dicke Proben, wird das Material anfangs ebenfalls biaxial belastet, versagt aber eher unter Schub. Dieses Versagen entspricht dem Versagen unter Beschuss. Somit stellt der Durchstoßversuch eine gute Konfiguration dar, das Versagen zu charakterisieren. In Abbildung 6.3 ist der Aufbau schematisch dargestellt.

Es wurden keine quasistatischen Versuche durchgeführt. Die dynamischen Durchstoßversuche sind auf dem voll instrumentierten Fallwerk Instron Ceast 9350 erfolgt. Die Kraftmessdose weist einen Messbereich von 90 kN auf. Mit dem vorhandenen System zusätzlicher Energie kann die fehlende Fallhöhe durch eine Vorspannung der Impaktvorrichtung ersetzt und dadurch eine höhere Auftreffgeschwindigkeit erreicht werden. Damit sind Geschwindigkeiten bis 24 m/s sowie eine maximale Fallmasse von 70,5 kg bei einem maximalen Energieeintrag von 1800 J möglich. Die Versuche können temperiert in einem Temperaturbereich von -70°C bis $+150^{\circ}\text{C}$ unter Einsatz von Flüssigstickstoff stattfinden.

Die Versuchsproben haben die Form einer runden Scheibe mit einem Durchmesser von 60 mm sowie eine Dicke von 3 mm. Die Entnahme erfolgte durch Wasserstrahlschneiden.

Die Proben wurden auf einem Auflagerdurchmesser von 40 mm gelagert. Der Impaktor hat einen Impaktdurchmesser von 9 mm, welcher sich nach 15 mm Länge steigert auf 20 mm. Zur Durchführung der Durchstoßversuche wurde der Impaktor mit zwei Geschwindigkeiten 1 m/s und 2 m/s beaufschlagt und in beiden Fällen mit der maximal möglichen Masse von 70.5 kg beladen.

Die Proben nach der Versuchsdurchführung sind in Abbildung 6.4 (c) dargestellt. In der oberen Reihe werden die Proben gezeigt, welche mit 70.5 kg und 1 m/s belastet wurden. Sie weisen kein Versagen auf sondern wurden ausschließlich plastisch deformiert. Die Proben in der unteren Reihe, welche mit 70.5 kg und 2 m/s belastet wurden, zeigen hingegen zusätzlich zur plastischen Deformation ein Versagen. In der Probe bleibt ein Loch zurück während das Material aus dem Loch herausgestanzt wird. Dieser Versagensmodus deckt sich mit Untersuchungen von Abdulhamid et al. [1]. Dort wurde für AA2017 das gleiche Verhalten beobachtet. Das erwünschte Versagen auf Schub konnte erreicht werden.

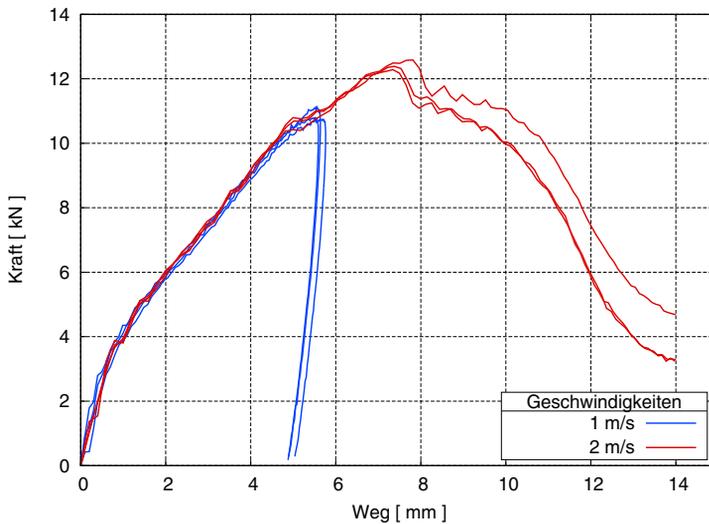


Abbildung 6.7 Aluminium AA7020-T651 - Kraft-Weg-Verlauf im dynamischen Durchstoßversuch für Geschwindigkeiten 1 m/s und 2 m/s.

Die Kraft-Weg-Kurven sind in Abbildung 6.7 dargestellt. Im Bereich der untersuchten Dehnraten ist keine Dehnratenverfestigung zu erkennen. Die Rückverformung der Proben im Belastungsfall mit 1 m/s ist zu erkennen. Im Fall einer Belastung mit 2 m/s werden die Proben bis zum Versagen belastet. Der Kraftabfall deutet darauf hin, dass die Probe versagt hat. Ab einer bestimmten Durchdringung zeigt die Kraftmessdose einen Wert, der sich auf die Reibung zwischen Impaktor und Probe zurückführen lässt.

6.3.4 FSP-Beschussversuche

Die FSP-Beschussversuche wurden mit dem in Abschnitt 4.2 beschriebenen Versuchsaufbau durchgeführt. Dabei wurden sowohl die Auftreffgeschwindigkeit als auch die Dicke der Schutzplatten variiert. Ziel der Untersuchung war es nicht, eine Grenzgeschwindigkeit für den Durchschlag zu ermitteln, sondern eine messbare Austrittsgeschwindigkeit hinter den Schutzplatten zu erhalten, und diese mit den Daten anderer Werkstoffe zu vergleichen.

Abbildung 6.8 zeigt die Austrittsgeschwindigkeiten der verschiedenen Versuche abhängig von der Impactgeschwindigkeit sowie der Schutzplatten-Dicke. Dabei ist zu beachten, dass die Impactgeschwindigkeiten ebenfalls streuen. Die Form der Punkte im Diagramm geben den Versagenmechanismus an. Kreise bedeuten dabei ein Herausstanzen eines Pfropfens (Plugging), während Quadrate das dominant spröde Abplatzen der Struktur kennzeichnen (fragmentation, scabbing oder discing), siehe Abschnitt 3.2 zur Erläuterung der Versagensmechanismen.

Die Impactgeschwindigkeit von 960 m/s befindet sich für eine Dicke von 40 mm im Bereich der Grenzgeschwindigkeit. So wurde der FSP einmal gestoppt, zweimal erfolgte ein Durchschuss.

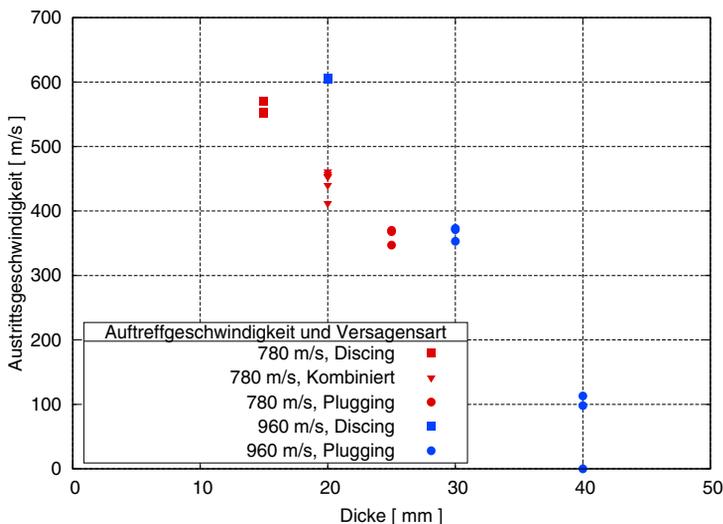


Abbildung 6.8 Aluminium AA7020-T651 - Austrittsgeschwindigkeit als Funktion der Plattendicke. Die Form der Punkte gibt den Versagensmechanismus an: Discing entspricht einem Splitterversagen, Plugging beschreibt ein Herausstanzen, bei dem kombinierten Versagensmechanismus treten beide Effekte überlagert auf.

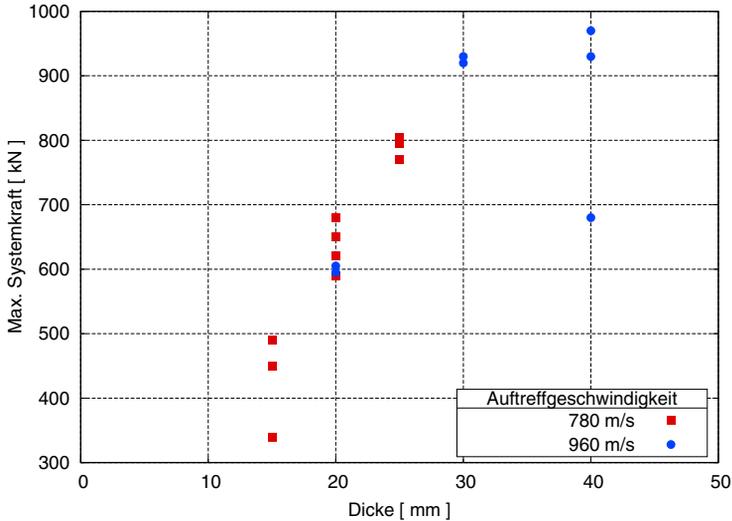


Abbildung 6.9 Aluminium AA7020-T651 - Maximal gemessener Kraftwert im Kraftsignal als Funktion der Plattendicke.

Abbildung 6.10 dokumentiert die an der Kraftmessdose gemessenen Kräfte. Die erste Gruppe zeigt die Kraftsignale für Schutzplatten-Dicken von 15 mm, 20 mm und 25 mm unter einer Impactgeschwindigkeit von 780 m/s bei unverdämmerter Konfiguration. Die zweite Gruppe zeigt die Kraftsignale für Schutzplatten-Dicken von 20 mm, 30 mm und 40 mm unter einer Impactgeschwindigkeit von 960 m/s bei verdämmerter Konfiguration sowie einen Referenzschuss bei einer Impactgeschwindigkeit von 780 m/s.

Das Kraftmaximum steigt mit steigender Schutzplatten-Dicke. Bei größerer Impactgeschwindigkeit bleibt das Kraftmaximum allerdings gleich. Die Erwartung, dass die Verdämmerung mit ihrer höheren Masse eine andere Systemkraft auf der Kraftmessdose zeigt, wurde nicht bestätigt. Stattdessen weist der Referenzschuss ein gleiches Kraftmaximum auf wie die drei Signale der unverdämmerter Konfiguration im Mittel.

Die Kraftmaxima entnommen aus den Kraftsignalen sind in Abbildung 6.9 dargestellt. Ihre Größenordnung kann als Indiz für die Widerstandsfähigkeit der Schutzplatte aufgefasst werden. Es ist erkennbar, dass die Kraftantwort unabhängig von der Versuchskonfiguration und unabhängig von der Geschwindigkeit nur mit der Plattendicke steigt.

In Abbildung 6.11 werden beispielhaft drei Versuchsmuster unterschiedlicher Dicke gezeigt. Dabei sind die Vorderseite, die Rückseite sowie die Seitenansicht abgebildet. Es ist jeweils erkennbar, dass sich sowohl auf der Vorderseite als auch auf der Rückseite Grater bilden. Das spröde Abplatzen des Materials auf der Ausschusseite für eine 20 mm dicke

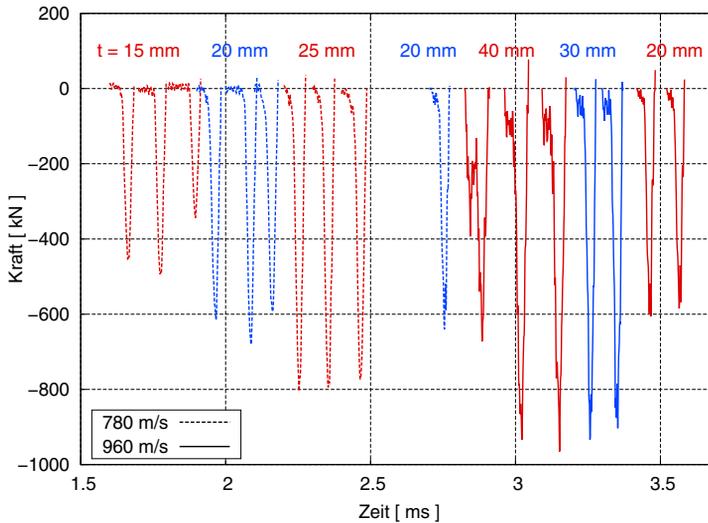


Abbildung 6.10 Aluminium AA7020-T651 - Kraft-Zeit-Verlauf im FSP-Beschussversuch für unterschiedliche Dicken und Auftreffgeschwindigkeiten. Die linke Gruppe der Versuche wurde mit der lateral unverdämmten Versuchskonfiguration durchgeführt, während die rechte Gruppe der Signale mit der lateral verdämmten Versuchskonfiguration entstanden ist.

Platte (fragmentation, scabbing oder discing) ist erkennbar. Im Vergleich dazu kann das Versagen mit einem Plug für die 40 mm dicke Platte erkannt werden. Die Platte mit einer Dicke von 30 mm zeigt ein gemischtes Versagen. Außerdem werden Splitter und ein Plug gezeigt, welche das FSP aus der Schutzplatte heraus geschlagen hat.

Vergleicht man die Ergebnisse von Aluminium AA7020-T651 mit denen von Panzerstahl Armox 440T aus Abschnitt 5.2, so lässt sich feststellen, dass nahezu die gleiche Austrittsgeschwindigkeit bei gleichem Flächengewicht gemessen wird. Aluminium mit einem Drittel der Dichte von Stahl bringt bei dreifacher Dicke die gleiche ballistische Leistung. Die Werkstoffe Aluminium und Stahl sind also flächengewichtsäquivalent. Darauf wird in Kapitel 9 näher eingegangen.

6.4 Numerische Untersuchungen

Mit der Aluminiumlegierung AA7020-T651 wurden die im vorhergehenden Abschnitt beschriebenen Zug- und Durchstoßversuche sowie FSP-Beschussversuche durchgeführt. Die Grund-Materialmodellierung erfolgt anhand der quasistatischen Zugversuche. Daraus kann das elastische sowie plastische Verhalten abgeleitet werden. Die Schädigung

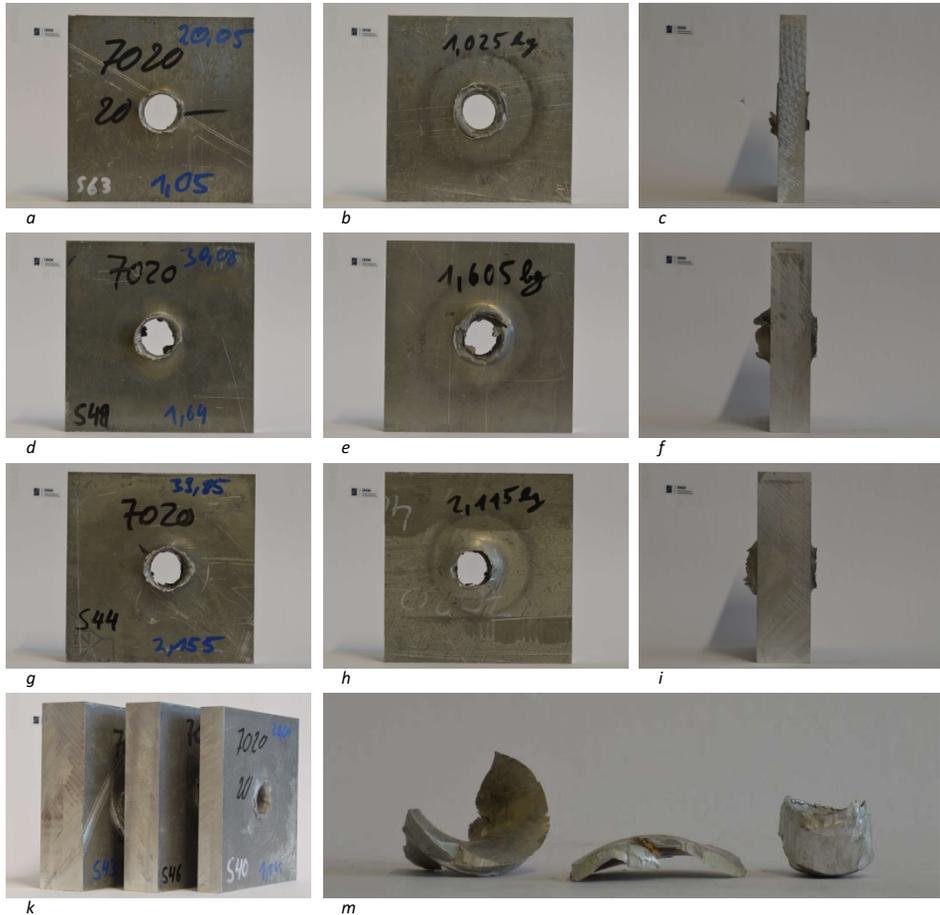


Abbildung 6.11 Aluminium AA7020-T651 - Versuchsmuster nach dem FSP-Beschuss mit 960 m/s. Schutzplatten-Dicke 20 mm, Vorderseite (a), Rückseite (b) und Seitenansicht (c). Schutzplatten-Dicke 30 mm, Vorderseite (d), Rückseite (e) und Seitenansicht (f). Schutzplatten-Dicke 40 mm, Vorderseite (g), Rückseite (h) und Seitenansicht (i). Die Schutzplatten im direkten Vergleich (k). Splitter und Plug (m). Im direkten Vergleich der Rückseiten (b, e, h) wird deutlich, dass sich ein Stanzpfropfen aus den dicken Platten löst (plugging). Dort ist ein scharfer Rand erkennbar. Der in Abbildung m gezeigte Plug stammt aus dieser Platte mit einer Dicke von 40 mm. Die dünnen Platten erzeugen Splitter (discing) und keinen kompakten Plug. Darauf weisen die Ablösungen im Randbereich des Durchschusses hin. Die Videos der Hochgeschwindigkeitskamera bestätigen diese Beobachtung.

sowie das Versagen werden anhand der Durchstoßversuche ermittelt. Damit das Materialmodell für die Simulation hoher Drücke im FSP-Beschusszenario geeignet ist, wird eine Zustandsgleichung aus der Literatur entnommen und mit einem elastisch-plastischen Hydro-Materialmodell verknüpft.

Fras et al. [58] stellen eine Modellierung für das Aluminium AA7020-T651 vor. Dabei verwenden sie das Johnson-Cook Modell [81]. Das dort präsentierte Materialmodell wird hier ergänzend verwendet und mit der eigenen Modellierung eines elastisch-plastischen Hydro-Materialmodells verglichen.

Aus den quasistatischen Zugversuchen können die elastischen Ingenieurkonstanten E-Modul und Querkontraktionszahl ermittelt werden, siehe Tabelle 6.3. Die Fließgrenze wird auf 311 MPa festgelegt. Bei den durch Anwendung der optischen Dehnungsauswertung gewonnenen Dehnungsinformationen handelt es sich um die Gesamtdehnung. Für die Verfestigungskurve ist der plastische Anteil davon notwendig. Dieser wird entsprechend der Gleichung (2.41) punktweise errechnet und mit dem Materialmodell verknüpft. Dies ist zulässig, da die Kurve an jedem Punkt eine positive Steigung aufweist. Die Verfestigungskurve, welche das plastische Verhalten beschreibt, ist damit bekannt und wird in Abbildung 6.12 gezeigt. Somit sind elastischer und plastischer Anteil der Deformation beschrieben.

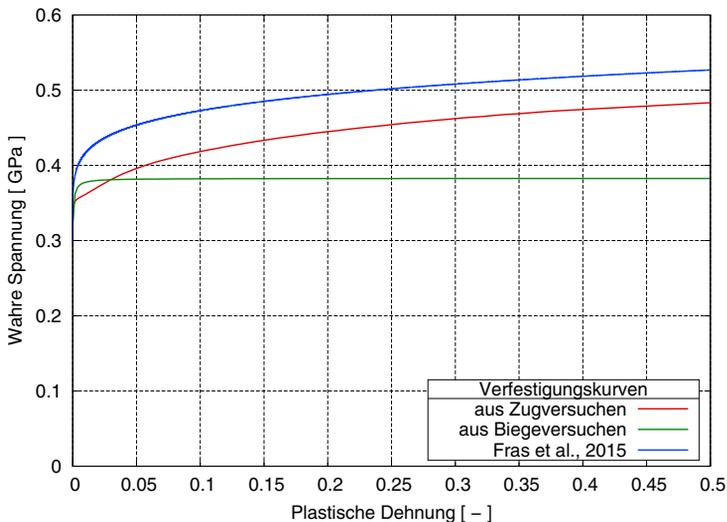


Abbildung 6.12 Aluminium AA7020-T651 - Verfestigungskurve als Ergebnis der Zugversuche mit optischer Dehnungsauswertung, die am Biegeversuch simulativ ermittelte Verfestigungskurve sowie eine Verfestigungskurve nach Fras et al. [58].

Alternativ zum Zugversuch kann der Drei-Punkt-Biegeversuch als Versuchskonfiguration zur Beschreibung des Werkstoffverhaltens gewählt werden. Da im Drei-Punkt-

Biegeversuch keine optische Messung der Dehnung vorgenommen wurde und die Spannung nicht direkt mit der gemessenen Biegekraft korreliert, wird ein „reverse engineering“-Prozess angewendet. Dabei wird der Versuchsaufbau geometrisch modelliert und die Randbedingungen sowie die Lasteinleitung definiert. Ein geeignetes Materialmodell sowie die Kraft-Weg-Kurve aus dem Versuch als Zielkurve werden vorgegeben. Ein Optimierungstool ändert solange die Materialmodellparameter, bis die globale Simulationskurve der gemessenen Versuchskurve entspricht. Zur Ermittlung der Verfestigungskurve wird dabei der Schmachtenberg-Ansatz nach Gleichung (2.39) verwendet. Die so aus den Drei-Punkt-Biegeversuchen ermittelte Verfestigungskurve wird ebenfalls in Abbildung 6.12 dargestellt.

Ergänzend zu den beiden Verfestigungskurven aus Zug- und Biegeversuch zeigt Abbildung 6.12 den Johnson-Cook Ansatz von Fras et al. [58]. Es ist erkennbar, dass plastisches Fließen auf einem höheren Spannungsniveau stattfindet, obwohl eine Aluminium-Legierung mit der gleichen Werkstoffbezeichnung vorliegt. Dies kann mit einer im Detail unterschiedlichen Werkstoffzusammensetzung erklärt werden. Die genauen Legierungsbestandteile von Fras. et al. [58] wurden nicht publiziert und können daher nicht mit den eigenen Anteilen verglichen werden. Am Anfang dieses Abschnitts wurden die eigenen gemessenen Bestandteile aber denen von Chinella [33] sowie Kumar und Namboodhiri [86] gegenüber gestellt. Die Vorgaben der Norm werden in allen Fällen erfüllt. Die mechanischen Eigenschaften sind aber stark von den exakten Bestandteilen abhängig, sodass die Ergebnisse der einzelnen Untersuchungen nicht unmittelbar übertragbar sind.

Tabelle 6.4 Aluminium AA7020-T651 - Parameter für Grüneisen-Zustandsgleichung nach Hiermaier [75]

	ρ [g/cm ³]	C [m/s]	S_1 [-]	γ_0 [-]	a [-]
Aluminium 7020-T651	2.76	5328	1.338	2.03	0.47

Wie in Abschnitt 3.3.1 motiviert ist es notwendig, Werkstoffe unter einer hohen Druckbelastung mit einer nichtlinearen Druck-Volumen-Beziehung zu beschreiben. Daher wird im Folgenden die Grüneisen-Zustandsgleichung verwendet. Die Parameter für Aluminium sind aus Hiermaier [75] entnommen und in Tabelle 6.4 dargestellt. Es wird angenommen, dass die Parameter für die vorliegende Aluminiumlegierung gültig sind. Ergänzend sei angemerkt, dass das Grüneisen-Gamma von der Temperatur abhängt, siehe z.B. Prakash et al. [122] und Steinberg [149].

Abbildung 6.13 zeigt die zuvor schon vorgestellten Biegeversuche. Diese wurden unter Verwendung von drei elastisch visko-plastischen Modellen simuliert. Das Modell, welches die Verfestigungskurve aus den Zugversuchen verwendet, liegt im Biegeversuch im oberen

Grenzbereich zu den Versuchen. Die Verfestigungskurve vom Biegeversuch wurde genau an diesen Biegeversuchen kalibriert und liegt daher im Mittel sehr gut auf den Versuchskurven. Das Johnson-Cook Modell von Fras et al. [58] überschätzt die Biegeversuche, was auch an der Verfestigungskurve erkennbar ist. Entsprechend des eingestellten Versagens bricht die Biegeprobe zu früh.

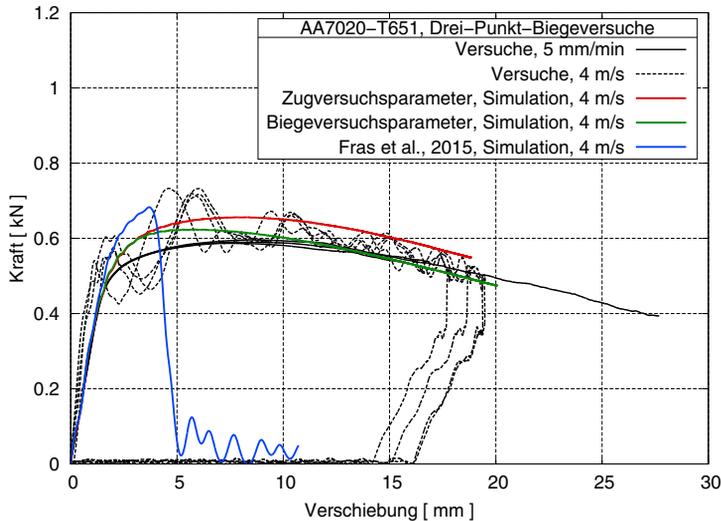


Abbildung 6.13 Aluminium AA7020-T651 - Vergleich der Drei-Punkt-Biegeversuche mit der Simulation unter Anwendung verschiedener Materialmodelle.

Zur Anpassung der Schädigung und des Versagens wird der Durchstoßversuch heran gezogen. Durch Anwendung des GISSMO-Schädigungsmodells, wie in Abschnitt 2.1.1 beschrieben, kann eine gute Übereinstimmung zwischen Versuch und Simulation erreicht werden, wie in Abbildung 6.14 dargestellt. Die GISSMO-Parameter sind dabei abhängig von der verwendeten Verfestigungskurve, was Tabelle 6.5 verdeutlicht.

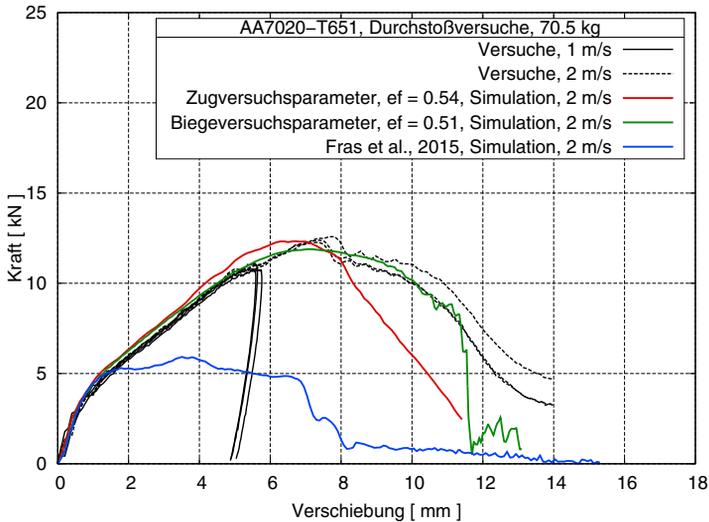
Wird die Verfestigungskurve aus den Zugversuchen verwendet, ist die Abbildung des Versuchs bis zum Kraftmaximum möglich. Dann steigt die Schädigung zu schnell und die Probe versagt zu früh. Bei einer nahezu perfekt plastischen Verfestigungskurve aus den Biegeversuchen ist eine bessere Anpassung möglich. Auch nach dem Kraftmaximum kann das Simulationsmodell den Versuchsverlauf gut abbilden und lässt die Probe schließlich final versagen.

Der Parameter D_{crit} entsprechend Gleichung (2.43) entspricht dabei der Schädigung, bei welcher die Spannungsreduktion startet. Der Parameter ϵ_f^p entsprechend Gleichung (2.42) entspricht der Dehnung, bei welcher der Werkstoff versagt. Zwischen dem Start der Entfestigung und dem Bruch wirken die beiden Parameter Schädigungs-Exponent n und

Tabelle 6.5 Aluminium AA7020-T651 - Parameter für das Schädigungsmodell GISSMO

Aluminium 7020-T651	D_{crit}	ϵ_f^p	n	m
Zugversuche	0.01	0.54	1.590	0.99
Drei-Punkt-Biegeversuche	0.01	0.51	1.385	0.51

Form-Parameter m . Der Schädigungs-Exponent n gibt dabei an, wie die Schädigung wächst. Der Form-Parameter m beschreibt die Reaktion des Werkstoffs auf die Schädigung. Die Antwortkurve des Werkstoffs setzt sich aus beiden Effekten zusammen.

**Abbildung 6.14** Aluminium AA7020-T651 - Vergleich der Durchstoßversuche mit der Simulation unter Anwendung verschiedener Materialmodelle.

Es werden Aluminium-Schutzplatten der Dicken 15 mm, 20 mm, 25 mm, 30 mm und 40 mm mit sechs FSP-Geschwindigkeiten beschossen. Dabei kommen drei Simulationsmodell-Varianten zum Einsatz: ein elastisch-plastisches Hydro-Materialmodell mit der Verfestigungskurve aus den Zugversuchen, ein elastisch-plastisches Hydro-Materialmodell mit der nahezu perfekt plastischen Verfestigungskurve aus den Biegeversuchen sowie das von Fras et al. [58] verwendete Johnson-Cook Modell.

Ein deformiertes Modell zeigt beispielsweise Abbildung 6.15. Das Geschoss schiebt einen kompakten Plug aus der Platte heraus. Die Platte selbst verdrängt Material nach vorne und hinten in Richtung des Durchschusses. So entstehen die im Versuch beobachteten Grater auf der Vorder- und Rückseite der Platte.

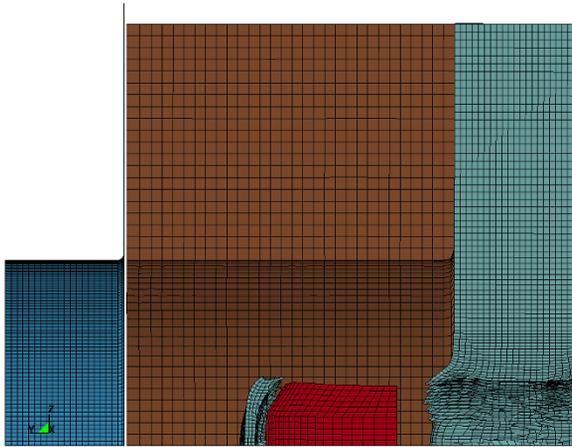


Abbildung 6.15 Aluminium AA7020-T651 - Darstellung des verformten Modells und Ausbildung eines Stanzpfropfens (Plug).

Die Austrittsgeschwindigkeiten in den Simulationsmodellen werden in Abbildung 6.16 dargestellt. Dabei werden die verwendeten Modelle durch unterschiedliche Punktformen unterschieden. Die Versuchsdaten sind ebenfalls eingetragen. An die so ermittelten Datenpunkte kann der LJ-Ansatz entsprechend Gleichung (3.5) angepasst werden.

Die finalen Parameter zeigt Tabelle 6.6. Das Lambert-Modell wurde unter der Annahme angepasst, dass a werkstoffabhängig konstant bleibt. Somit konnte a aus Fras et al. [58] übernommen werden.

Anhand der 40 mm dicken Platte ist erkennbar, dass eine vollständiger Stopp in der Simulation mit einer Austrittsgeschwindigkeit im Versuch von etwa 100 m/s oder ebenfalls einem vollständigen Stopp korreliert. Für die Platten mit anderen Dicken wird also davon ausgegangen, dass die Austrittsgeschwindigkeit von 100 m/s ebenso der Übergangsbereich zum vollständigen Stopp darstellt. Die Grenzggeschwindigkeit v_{50} wird dementsprechend so gewählt, dass ein Funktionswert des Lambert-Ansatzes von 100 m/s dem simulativen Stopp entspricht.

Der Parameter p wird so gewählt, dass die Versuchs- und Simulationskurven im Mittel gut wiedergegeben werden.

Aus Abbildung 6.16 ist erkennbar, dass alle Modelle die Versuche sehr gut treffen. Aus dem Vergleich der Modelle geht hervor, dass für dünne Strukturen eine gute Übereinstimmung der Modelle erreicht wird. Daraus kann gefolgert werden, dass eine Modellierung dünner Strukturen wenig Modellabhängig und damit einfach ist. Entscheidende Unterschiede liegen bei dicken Strukturen vor. Für hohe Geschwindigkeiten stimmen die Modelle auch gut überein. Bei Auftreffgeschwindigkeiten nahe der Grenzggeschwindigkeit

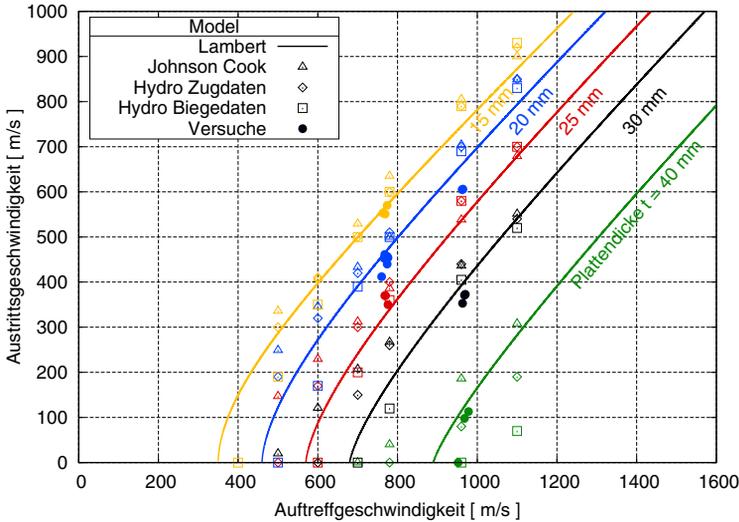


Abbildung 6.16 Aluminium AA7020-T651 - Studie zu unterschiedlichen Plattendicken und Auftreffgeschwindigkeiten.

Tabelle 6.6 Aluminium AA7020-T651 - Parameter für LJ-Ansatz

Plattendicke	15 mm	20 mm	25 mm	30 mm	40 mm [58]
v_{50} [m/s]	350	460	570	680	890
a	0.85	0.85	0.85	0.85	0.85
p	1.85	1.65	1.48	1.35	1.23

v_{50} unterscheiden sich die Modelle stark. Allerdings streuen in diesem Bereich auch die Versuchsergebnisse sehr stark.

Geht man davon aus, dass sich Aluminium flächengewichtsäquivalent zu Stahl verhält, können die experimentellen Daten mit den Vorgaben der Richtlinie MIL-DTL-12560 [98] verglichen werden. Für einen RHA-Stahl mit einer Dicke von 0.525 inch (13.3 mm) unter Beschuss des 20 mm FSP unter 0° wird eine Grenzgeschwindigkeit v_{50} von 2202 ft/sec (670 m/s) gefordert. Stahl mit dieser Dicke entspricht einem Aluminiumaufbau mit einer Dicke von 40 mm. Dort konnten von Fras et al. [58] eine Grenzgeschwindigkeit von $v_{50} = 890$ m/s ermittelt werden. Das Aluminium übertrifft also die Anforderungen der Richtlinie.

Die Grenzgeschwindigkeit v_{50} von 890 m/s (2920 ft/sec) wird in der Richtlinie MIL-DTL-12560 [98] für einen RHA-Stahl mit einer Dicke von 0.754 inch angegeben. Dies

entspricht einer Dicke von 19.2 mm. Die Aluminium-Legierung AA7020-T651 erreicht also eine dickenbezogene Schutzeffizienz gemäß Gleichung (3.2) von

$$TE_{AA7020-T651} = \frac{RHA}{t_{AA7020-T651}} = \frac{19.2 \text{ mm}}{40 \text{ mm}} = 0.48.$$

In die massebezogene Effizienz E_M gemäß Gleichung (3.3) geht zusätzlich das Dichteverhältnis von Aluminium zu RHA-Stahl mit $\bar{\rho} = 0.346$ ein. Die massebezogene Effizienz E_M ergibt sich also zu

$$E_M = \frac{TE}{\bar{\rho}} = \frac{0.48}{0.346} = 1.39.$$

Die Aluminium-Legierung zeigt eine höhere ballistische Effizienz als der RHA-Stahl.

Die ermittelten Materialdaten sind somit sehr gut geeignet, FSP-Beschuss zu simulieren und werden im Folgenden zur weiteren Betrachtung in Kombination mit anderen Materialien im hybriden Schichtaufbau verwendet. Dabei stützen sowohl zahlreiche Versuche unter quasistatischen Bedingungen als auch unter ballistischer Belastung die Modellierung. Von der Gültigkeit des Modells über einen großen Dehnratenbereich bis mindestens 1000/s kann ausgegangen werden.

7 Untersuchungen zu Polycarbonat Makrolon GP

7.1 Allgemeines

Als thermoplastische Werkstoffe werden Polymere bezeichnet, die sich unter Temperatureinfluss reversibel verformen lassen. Gleichzeitig sind sie chemisch stabil und elektrisch nicht leitend. Bekannte und weit verbreitete Thermoplaste sind Polyamid (PA), Polypropylen (PP) und Polyethylen (PE). In technisch anspruchsvollen Anwendungen werden auch Hochleistungs-Thermoplaste wie Polyetheretherketon (PEEK) oder glasfaserverstärkte Thermoplaste wie PA6-GF40 eingesetzt. All diese Thermoplaste sind teilkristallin und damit nicht transparent.

Für transparente Anwendungen stehen amorphe Thermoplaste zur Verfügung. Die bekanntesten Vertreter für Automobilbau, Luftfahrt und Bauwesen sind Polymethylmethacrylat (PMMA) und Polycarbonat (PC). In Verbindung mit Glas können Schichtaufbauten für unterschiedliche Anwendungen realisiert werden.

Bei dem hier untersuchten Makrolon GP handelt es sich um ein spezielles PC der Firma Bayer. Es ist ein optisch sehr klarer und über einen großen Bereich sehr temperaturbeständiger Werkstoff mit einer extremen Schlagzähigkeit. Von den untersuchten Werkstoffen ist Makrolon GP der einzige Vertreter, welcher auch für einen transparenten Schutzaufbau in Betracht kommt.

Wichtig für den Einsatz als Schutz ist die Brandschutzklassifizierung. Nach der Norm DIN 4102 [45] für Baustoffe erfüllt Makrolon GP die Klassifizierung B1 und ist damit als schwerentflammbar eingestuft. Außerdem erfüllt der Werkstoff die Norm DIN 5510 [47] für Schienenfahrzeuge mit der Brennbarkeitsklasse S4, der Rauchentwicklungsklasse SR2 und der Tropfbarkeitsklasse ST2 (tropft/fällt nicht oder nicht brennend ab). Equivalent Normen in Europa und den USA werden ebenfalls erfüllt.

Die mechanischen Eigenschaften laut Datenblatt [13] sind in Tabelle 7.1 aufgeführt. Darin finden sich die Dichte ρ , der Elastizitätsmodul E , die Fließgrenze σ_y , die Bruchdehnung ε_f , die Wärmeleitfähigkeit λ sowie der lineare Wärmeausdehnungskoeffizient α . Die thermomechanischen Parameter sind stark von der Temperatur abhängig. Für PMMA

haben dies Rühl et al. [138] gezeigt. Die Daten werden hier für eine Temperatur von 23°C genannt.

Tabelle 7.1 Polycarbonat Makrolon GP - Mechanische Eigenschaften entsprechend Datenblatt [13]

ρ	E	σ_y	ϵ_f	λ	α
g/cm ³	[MPa]	[MPa]	[%]	W/(mK)	10 ⁻⁶ /K
1.200	2350	60	>50	0.20	65

7.2 Literatur

Bei der Erforschung von Thermoplasten kann man noch nicht auf so vielen Erfahrungen aufbauen, wie dies für Stahl oder Aluminium der Fall ist. So werden Thermoplaste erst seit etwa 50 Jahren in unterschiedlichen Anwendungen eingesetzt. Die Bedeutung der Thermoplaste hat in dieser Zeit jedoch stetig zugenommen.

Boyce et al. [24] zeigten Zugversuche, Druckversuche und Schubversuche an Polycarbonat. Sie passten außerdem einen Ansatz für das plastische Fließen des Polycarbonats unter hohen Dehnungen und Dehnraten an. Dabei zeigen sie, dass der Ansatz in der Lage ist, alle Versuchskonfigurationen korrekt abzubilden.

Arruda et al. [6], [7] untersuchten Polymethylmethacrylat (PMMA) als einen anderen transparenten Vertreter der Thermoplaste. Dazu führten sie Druckversuche unter niedrigen Dehnraten bei verschiedenen Temperaturen sowie unter hohen Dehnraten durch. Die thermoplastische Erweichung sowie die dehnratenabhängige Verfestigung konnte dabei gezeigt werden. Die ergänzenden Simulationen unter dem Einsatz thermomechanischer Kopplung zeigen eine sehr gute Übereinstimmung zu den Versuchen. Experimentelle Untersuchungen zu dem Kompressionsverhalten von PC und PMMA führten auch Blumenthal et al. [19] durch.

Da Thermoplaste einer signifikanten Reduzierung der Steifigkeit unter Temperatureinfluss unterliegen, stellt sich auch die Frage, wie stark Wärme durch plastische Deformation erzeugt wird und wie sie sich auf die mechanischen Eigenschaften auswirkt. Rittel [131] konnte Druckversuche an PC unter hohen Dehnraten auf einem Split-Hopkinson-Pressure-Bar durchführen, und dabei die Erwärmung durch Kontaktthermoelemente in der Probe messen. Diese Untersuchungen konnten Rittel et al. [129], [130], [132] noch durch Zug- und Druckversuche unter hohen Dehnraten und zyklischer Belastung erweitern. Auch Lerch et al. [88] konnten die Erwärmung von PC-Proben unter Druckbelastung im Split-Hopkinson-Pressure-Bar messen, allerdings durch ein optisches Verfahren.

Mulliken und Boyce [106] stellten Untersuchungen von PC und PMMA unter Anwendung einer Dynamisch-Mechanischen Analyse (DMA) vor. Dabei konnten sie die Werkstoffe unter einer hohen Bandbreite von Dehnraten und Temperaturen untersuchen und charakterisieren sowie die Fließgrenzen bestimmen. Die Kalibrierung eines eigenen Rheologischen Modells ermöglichte eine gute Abbildung der Versuche.

Sarva et al. [139], [140] setzten die Studien von Mulliken und Boyce fort und führten ergänzende dynamische Zugversuche auf einem Split-Hopkinson-Bar sowie dynamische Taylor-Tests mit PC durch. Dabei wurden stabförmige PC-Proben mit einer Geschwindigkeit von 180 m/s und 280 m/s auf eine starre Platte geschossen. Nach den Versuchen wurde die finale Form der Proben ausgewertet und mit der Simulation verglichen.

Untersuchungen zum ballistischen Verhalten stellten Fountzoulas et al. [57] vor. Dabei verwendeten sie ein FSP-Geschoss, allerdings nicht in 20 mm, wie es in der vorliegenden Arbeit verwendet wird, sondern im Kaliber 0.22 inch (5.6 mm). Der FSP wurde mit einer Geschwindigkeit von 200 m/s bis 1000 m/s auf symmetrisch laminierte Ziele bestehend aus PC-, PU- und PMMA-Schichten geschossen. Die Simulation konnte die Rissentstehung im Laminat gut abbilden. Auch Stenzler [150] - [152] präsentierten dynamische Untersuchungen an PMMA-PC-Laminaten mit einer Zwischenschicht. Der Impaktor wurde dazu mit einer Leichtgaskanone verschossen. Dabei statteten sie den Impaktor mit einem Beschleunigungssensor aus und konnten so die Kraft des Impaktors auf die Probe ermitteln. Es wurden jedoch nur Geschwindigkeiten bis 22 m/s erreicht, siehe dazu auch Antoine und Batra [5].

Shah und Abakr [145] untersuchten den Einfluss der Lagerrandbedingung im dynamischen Impakttests auf das Verhalten von eingespannten PC-Proben sowohl experimentell als auch simulativ. Dabei wurden die Proben durch einen kugelförmigen Impaktor bei einer Geschwindigkeit von 140 m/s belastet. In Shah [144] wird außerdem Mehrfachbeschuss der PC-Platten vorgestellt.

Constantinides et al. [36] verglichen verschiedene Polymere unter dynamischer Last und bewerteten das Deformationsverhalten wie auch die Energieaufnahme unter hohen Dehnraten sowie verschiedenen Temperaturen. Dabei stellten sie eine Dehnratenabhängigkeit nur für PP und PMMA fest. Die Energieaufnahme blieb für alle Werkstoffe konstant unabhängig der Impaktgeschwindigkeit.

Dreistadt et al. [53] haben quasistatische Untersuchungen an PC unter Druckbelastung mit unterschiedlichen Belastungs-Entlastungs-Pfaden durchgeführt. Dabei konnten die starke Nichtlinearität der elastischen Dehnung sowie die verschiedenen Dehnungsanteile im Verlauf der Deformation ermittelt werden. Abschließend konnte numerisch das Modell nach Boyce, Parks und Argon [25], [26] angepasst werden.

Dorogoy et al. [51], [52] untersuchten das ballistische Verhalten von dicken PMMA- und PC-Platten. Dabei wurde ein Projektil im Kaliber 7.62 mm (0.3 inch) mit einer Geschwin-

digkeit von 750 m/s unter verschiedenen Winkeln auf die Ziele geschossen. Ausgewertet wurden sowohl die Eindringtiefe, die Ablenkung des Geschosses im Werkstoff sowie die Schädigung im Schusskanal. Durch Anwendung von einem hydrodynamischen Materialmodell konnten die Versuchskonfigurationen mit Hilfe der numerischen Simulation beschrieben werden. Eine starke Netzabhängigkeit auf das Ergebnis der Simulation konnte ebenfalls bestätigt werden.

Molinari und Ravichandran [104] haben die Stoßwellenausbreitung in schichtweise aufgebauten Laminaten bestehend aus Stahl und Polycarbonat untersucht. Darin geben sie die Stoßwellengeschwindigkeit abhängig von der Partikelgeschwindigkeit für den Schichtaufbau an.

Hobeika [76] hat gezeigt, dass die plastische Querkontraktionszahl von PC sehr nahe an 0.5 liegt. Dies bedeutet, dass der Werkstoff plastisch inkompressible ist. Eine gute ballistische Performance im Vergleich zu anderen plastisch kompressiblen Thermoplasten wird daher erwartet.

7.3 Experimentelle Untersuchungen

Mit dem Polycarbonat Makrolon GP wurden sowohl Zug- als auch Biege- und Durchstoßversuche durchgeführt. Im FSP-Beschuss werden die Ergebnisse für den Einzelschicht-Aufbau sowie den hybriden Schichtaufbau in Kombination mit Aluminium AA7020-T651 vorgestellt.

7.3.1 Zugversuche

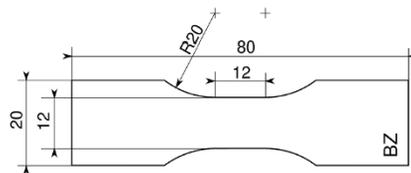


Abbildung 7.1 Polycarbonat Makrolon GP - Zugstabgeometrie nach Becker, Abbildung entnommen aus Becker [14].

Für Makrolon GP wurden die Zugversuche an der Universalprüfmaschine Instron 5566 durchgeführt. Die Kraftmessdose besitzt einen Messbereich bis 10 kN und eignet sich daher gut für geringere Kräfte, wie sie im Fall von Polymerwerkstoffen auftreten. Die lokalen Dehnungen auf der Oberfläche wurden mit Hilfe des optischen Messsystems GOM Aramis 12M ermittelt. Auf diese Art und Weise kann die wahre Spannung berechnet und über der

lokalen Gesamtdehnung aufgetragen werden. Die Zugversuche wurden mit 5 mm/min und 50 mm/min durchgeführt. Dabei ist die Maschine traversenweggesteuert mit konstanter Geschwindigkeit verfahren.

Die Zugproben wurden aus einer Platte mit einer Dicke von 4.8 mm entnommen. Die gewählte Zugprobengeometrie ist in Abbildung 7.1 dargestellt und entspricht dem von Becker [14] und Becker et al. [15] vorgestellten Zugstab mit einer Länge des parallelen Bereichs von 12 mm sowie einer Breite von 12 mm.

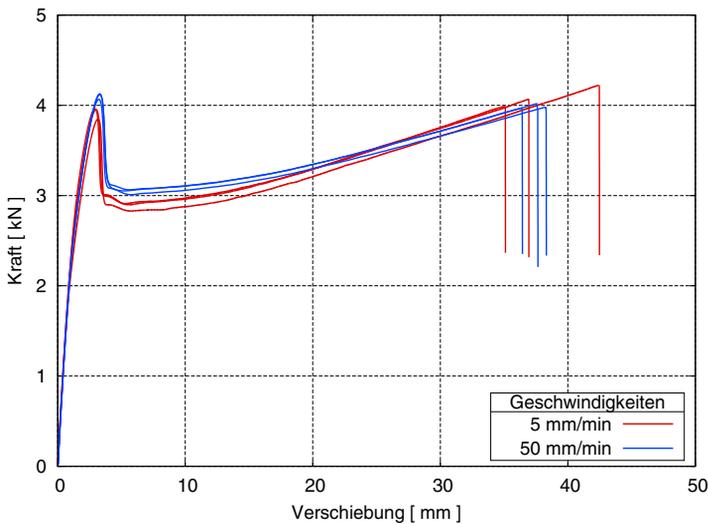


Abbildung 7.2 Polycarbonat Makrolon GP - Kraft-Weg-Diagramm aus den Zugversuchen für zwei Geschwindigkeiten.

Abbildung 7.2 präsentiert den Verlauf der Kraft abhängig von der Verschiebung für verschiedene Versuche. Für beide Geschwindigkeiten wurden jeweils drei Versuche durchgeführt. Fünf der sechs Versuche konnten optisch ausgewertet werden, bei einem der Versuche war das Messsystem dekalibriert sodass keine Dehnungsauswertung erfolgen konnte. Das Werkstoffverhalten ist sehr gut reproduzierbar sowohl im Verlauf des Kraftsignals als auch der Spannungsauswertung. Die Kraftantwort unterscheidet sich für beide Geschwindigkeiten nicht nennenswert. Die im Datenblatt angegebene Mindest-Bruchdehnung von $> 50\%$ wurde mit ca. 80% deutlich erreicht. Der Bruch bei einer Verschiebung von 35 mm bis 45 mm weist auf einen sehr duktilen Werkstoff hin. Die Signalverläufe entsprechen qualitativ den von Boyce et al. [24] vorgestellten Daten.

Anhand der Zugversuche konnten die elastischen Konstanten ausgewertet werden. Dazu wurde die Dehnung auf der Oberfläche der Proben optisch dokumentiert. Abbildung 7.3 zeigt die ausgewerteten Spannungs-Dehnungs-Verläufe. Der Elastizitätsmodul E wurde

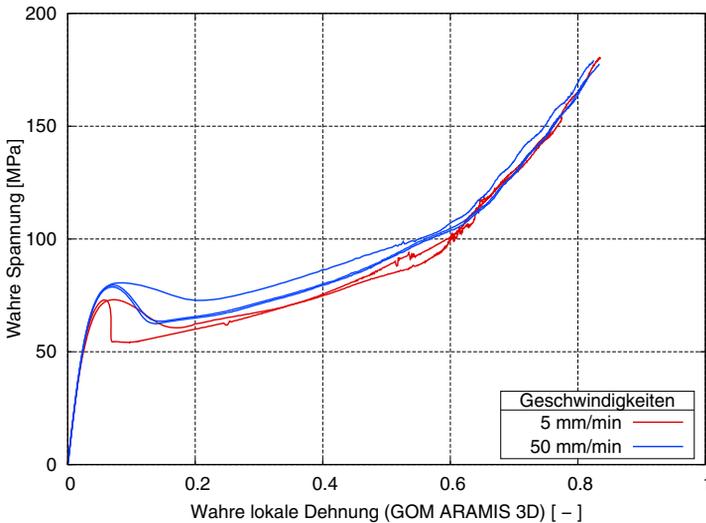


Abbildung 7.3 Polycarbonat Makrolon GP - Spannungs-Dehnungs-Diagramm aus den Zugversuchen für zwei Geschwindigkeiten aus der optischen Messung mit Auswertung.

im Mittel mit 2200 MPa und die Querkontraktionszahl ν mit 0.37 bestimmt. Tabelle 7.2 fasst die Einzelwerte sowie die Mittlung von Elastizitätsmodul und Querkontraktionszahl aus den Zugversuchen zusammen. Der Elastizitätsmodul liegt damit leicht unter dem im Datenblatt angegebenen Wert.

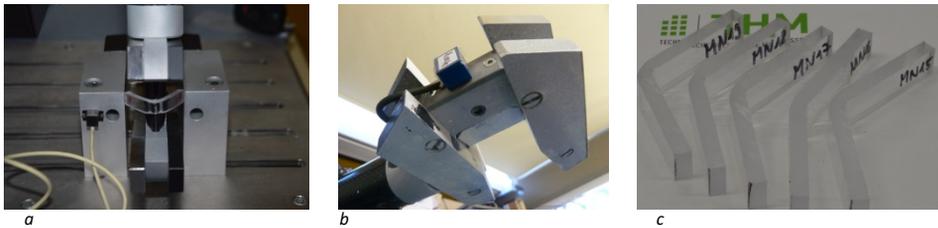
7.3.2 Drei-Punkt-Biegeversuche

Wie in Abschnitt 6.3.2 gezeigt, ist es sehr aufwändig, die Zugversuche unter Einsatz der optischen Dehnungsauswertung durchzuführen. Als Alternative zum Zugversuch kann ein Biegeversuch erfolgen. Dabei sind die im Biegeversuch gewonnenen Daten nicht so umfangreich. Eine Deformation bis zum Bruch wird oft nicht erreicht. Biegeversuche können aber mit geringeren Kosten und weniger Zeiteinsatz realisiert werden. Reithofer et al. [127] haben die Methodik vorgestellt. Für Dehnraten bis 100/s können die Versuche auf einem kompakten Tischprüfsystem durchgeführt werden. Die Werkstoffkennwerte können anschließend durch Nachsimulieren ermittelt werden. Das Verfahren sowie die Versuchsvorrichtung sind durch das Patent DE102005048251 [70] geschützt.

Um die Drei-Punkt-Biegeversuche durchzuführen wurden Proben aus Platten mit einer Dicke von 4.8 mm gefräst. Zum Ermitteln der Dehnratenabhängigkeit des Werkstoffs werden Versuche mit vier Geschwindigkeiten durchgeführt. Die quasistatischen Geschwindigkeiten 5 mm/min und 50 mm/min wurden dabei auf der Universalprüfmaschine Instron 5566

Tabelle 7.2 Polycarbonat Makrolon GP - Auswertung der optischen Dehnungsmessung im Zugversuch für zwei quasistatische Geschwindigkeiten

	Zug-E-Modul [MPa]	Querkontraktionszahl [-]
5 mm/min	2193	0.381
	2252	0.372
	2231	0.378
Mittel	2231	0.377
50 mm/min	2139	0.369
	2184	0.370
	2154	0.382
Mittel	2159	0.374

**Abbildung 7.4** Polycarbonat Makrolon GP - Dreipunkt-Biegeversuche: Versuchskonfiguration in der Vorderansicht mit deformierter Probe (a), Pendel mit Zusatzmassen und Beschleunigungssensor (b) sowie deformierte Proben nach der Versuchsdurchführung (c). Die Proben weisen eine Höhe von 10 mm und eine Dicke von 4.8 mm auf.

und die dynamischen Geschwindigkeiten 2.5 m/s und 4.4 m/s auf dem Pendelprüfsystem durchgeführt. Der Auflagerabstand betrug für die quasistatischen Versuche nominell 60 mm, der Radius von Lager und Biegefinne betrug 2 mm. Um die Dehnraten in den dynamischen Versuchen noch zu steigern, betrug der Auflagerabstand für die dynamischen Versuche nur 50 mm. Die quasistatischen Versuche wurden verschiebungsgesteuert durchgeführt. Die Verschiebegeschwindigkeit wurde damit während der gesamten Versuchsdauer konstant gehalten. Die dynamischen Versuche wurden initial mit den genannten Geschwindigkeiten sowie 1400 g Biegefinnenmasse belastet. Abbildung 7.4 (a) und (b) zeigen den Biegeaufbau sowie die deformierten Biegeproben (c).

Die quasistatischen Versuche zeigen bereits bei den geringen Geschwindigkeiten eine Dehnratenabhängigkeit. So liegt die Kraftantwort für eine Belastungsgeschwindigkeit von 50 mm/min über dem Kraftniveau der 5 mm/min. Der Anfangsanstieg der dynamischen

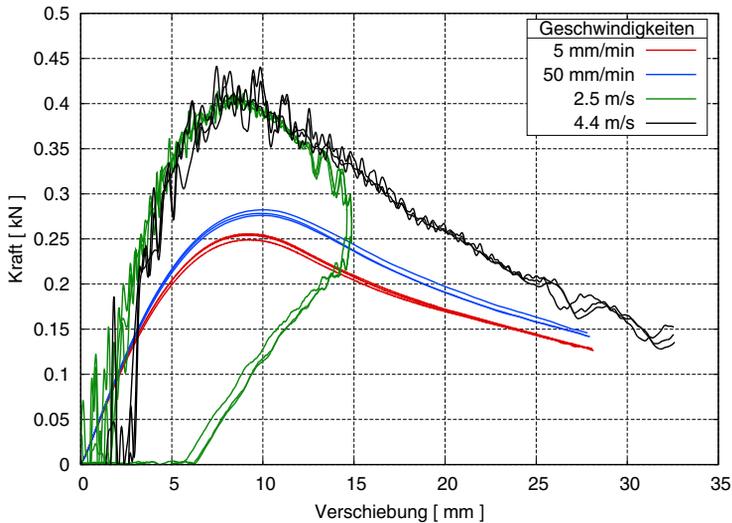


Abbildung 7.5 Polycarbonat Makrolon GP - Drei-Punkt-Biegeversuche: Kraft-Weg-Diagramm unter quasistatischer und dynamischer Beanspruchung.

Versuche ist größer, da der Auflagerabstand für die dynamischen Versuche geringer gewählt wurde. Im Fall einer Anfangsgeschwindigkeit von 2.5 m/s ist eine Rückverformung mit plastischen Dehnungen erkennbar. Für 4.4 m/s erfolgt keine Rückverformung, stattdessen werden die Proben durch das Lager gezogen. In keinem der Lastfälle konnte ein Bruch der Proben erreicht werden.

Die dynamischen Versuche zeigen naturgemäß ausgeprägte Schwingungen. Für eine Auftreffgeschwindigkeit von 2.5 m/s sind diese im üblichen Ausmaß zu beobachten. Im Fall der 4.4 m/s sind die Schwingungen sehr ausgeprägt, was das Definieren des Nullpunkts erschwert. Der Nullpunkt wurde so gewählt, dass die Kurven der 2.5 m/s und 4.4 m/s bestmöglich übereinstimmen.

Insgesamt zeigt das Makrolon GP eine Dehnratenabhängigkeit, das Kraft- und Spannungsniveau steigt also mit steigender Belastungsgeschwindigkeit. In welchem Maß die Duktilität abnimmt und der Werkstoff versprödet, konnte durch Drei-Punkt-Biegeversuche nicht ermittelt werden.

7.3.3 Durchstoßversuche

Die Proben für die Durchstoßversuche wurden aus der gleichen Platte durch Fräsen entnommen, wie die Zugstäbe. Sie haben eine Dicke von 4.8 mm und einen Durchmesser von

60 mm. Der Versuchsaufbau entspricht der Konfiguration im Fall der Aluminium-Legierung entsprechend Abschnitt 6.3.3.

Die Versuche wurden unter einer quasistatischen Belastungsgeschwindigkeit von 10 mm/min sowie zwei dynamischen Geschwindigkeiten von 1 m/s und 4 m/s durchgeführt. Die quasistatische Belastung erfolgte auf der Universalprüfmaschine Instron 5566 verschiebungsgesteuert bei konstanter Geschwindigkeit.

Im Fall der dynamischen Belastung betrug die Beladung des Impaktors mit Masse 30 kg. Außerdem wurden die Versuche bei einer Belastungsbeschwindigkeit von 4 m/s unter drei Temperaturen durchgeführt. Die Impakttemperaturen sind +23°C, sowie +42°C und -32°C. Damit konnte ermittelt werden, wie sich die Performance des Materials unter Temperatureinfluss verändert. Die Temperaturen wurden entsprechend der amerikanischen Vorschrift MIL-STD-810 [101] gewählt, sodass ein Einsatz in den klassifizierten Klimabereichen „Hot Dry“ und „Basic Cold“ möglich ist.

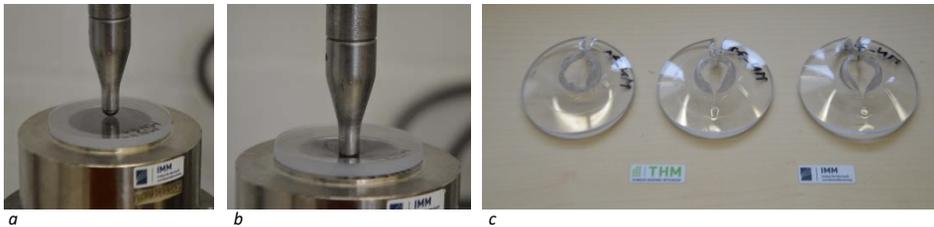


Abbildung 7.6 Polycarbonat Makrolon GP - Durchstoßversuche: Proben vor der Versuchsdurchführung (a) und in deformiertem Zustand (b) sowie nach der Versuchsdurchführung mit lokalem Versagen (c). Der initiale Durchmesser der Proben beträgt 60 mm.

Die Temperaturbedingungen wurden mit Hilfe der Klimakammer des Fallwerks Instron Ceast 9350 unter Einsatz von Stickstoff erreicht. Die Bedingungen während der Versuchsdurchführung wurden unter Einsatz eines Temperaturloggers überwacht und aufgezeichnet. Die Temperierung der Proben erfolgte innerhalb der Klimakammer für drei Stunden.

Den Impaktor im Durchmesser 9 mm sowie die Lagerung mit einem Durchmesser von 40 mm und die Probe während der Versuchsdurchführung sind in Abbildung 7.6 dargestellt. Außerdem stellt die Abbildung beispielhaft deformierte Proben dar. Darauf ist zu erkennen, dass eine vollständige Durchdringung und damit ein lokales Versagen des Materials erreicht wird. Das Versagensbild entspricht den in Abschnitt 3.2 beschriebenen Kriterien des Petaling nach Zukas et al. [172].

Für die Versuche bei Raumtemperatur standen Proben mit einer Dicke von 4.8 mm zur Verfügung. Die temperierten Versuche wurden mit Proben durchgeführt, welche eine Dicke von 3.9 mm aufwiesen. Ein direktes Vergleichen der Kraftantworten ist daher nicht möglich.

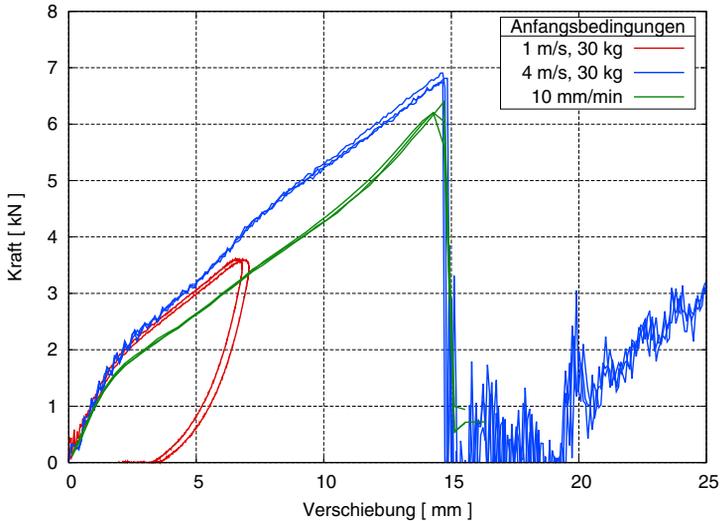


Abbildung 7.7 Polycarbonat Makrolon GP - Durchstoßversuche: Kraft-Weg-Diagramm für Untersuchungen bei Raumtemperatur 23°C und drei Geschwindigkeiten. Probendicke $t = 4.8$ mm.

Aus Abbildung 7.7 geht die Kraft-Weg-Antwort der Proben bei Raumtemperatur unter Belastungsgeschwindigkeiten von 10 mm/min, 1 m/s und 4 m/s sowie für eine Belastung von 4 m/s und 30 kg bei unterschiedlichen Temperaturen von +42°C und -32°C hervor. Zu erkennen ist, dass das Material unter quasistatischer Last die nahezu identische Bruchverformung zeigt, wie unter einer dynamischen Last von 4 m/s. Das Material verhält sich also sehr duktil. Eine dynamische Belastung unter einer Geschwindigkeit von 1 m/s führt nicht zu Versagen des Materials sondern lediglich zu einer elastisch-plastischen Deformation mit Rückverformung. Gleichzeitig weist das Material bei zunehmender Belastungsgeschwindigkeit ein höheres Kraftniveau und damit einen höheren Widerstand gegen Verformung unter dynamischer Lastenleitung auf.

Der Eindruck eines sehr duktilen Materials wird bei Betrachtung der temperaturabhängigen Versuche bestätigt. Diese sind in Abbildung 7.8 dargestellt. So erhöht sich die Streuung der Bruchverformung erkennbar, allerdings reduziert sich der Betrag der Bruchverformung im Mittel nur unwesentlich sondern bleibt auf einem sehr hohen Niveau. Eine Reduzierung der Steifigkeit und der Festigkeit unter steigenden Temperaturen ist erkennbar. Allerdings wird im betrachteten Temperaturbereich ein hohes Maß an Energie aufgenommen. Insgesamt weist das Material eine hohe Bruchdehnung sowie eine gute Performance unter Temperatureinfluss auf. Eine extreme Versprödung kann im Bereich des untersuchten Geschwindigkeits- und Temperaturbereich nicht beobachtet werden.

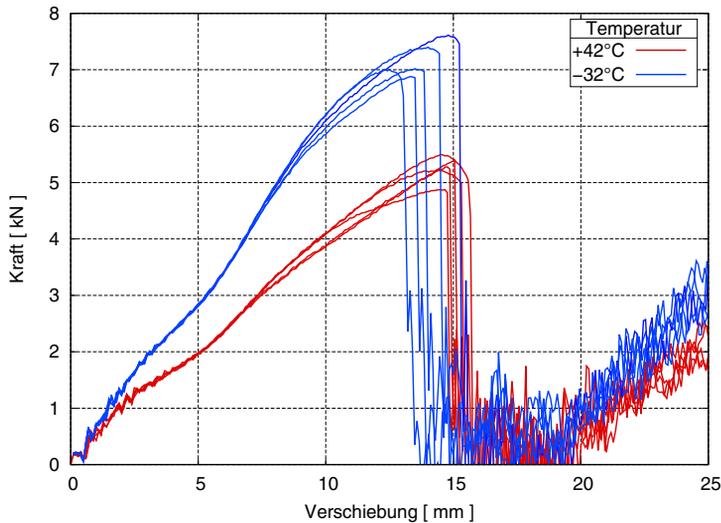


Abbildung 7.8 Polycarbonat Makrolon GP - Durchstoßversuche: Kraft-Weg-Diagramm für Untersuchungen bei einer Geschwindigkeit von 4 m/s und einer Impaktmasse von 30 kg sowie zwei unterschiedlichen Temperaturen. Probendicke $t = 3.9$ mm.

7.3.4 FSP-Beschussversuche

Die FSP-Beschussversuche wurden mit dem in Abschnitt 4.2 beschriebenen Versuchsaufbau durchgeführt.

Das Material Makrolon GP ist nicht in beliebiger Dicke prozesssicher herstellbar. Um daher das zu einer 20 mm dicken Aluminium-Platte äquivalente Flächengewicht zu erreichen, wurden drei Platten mit einer Dicke von jeweils 15 mm zu einer Gesamtdicke von 45 mm zusammengeklebt. Der Einfluss der Verklebung wird im Rahmen der aktuellen Untersuchung vernachlässigt.

Um die Performance des Einzelmaterials zu ermitteln, wurden drei Schuss mit 780 m/s auf die Versuchsmuster gebracht und die Austrittsgeschwindigkeit sowie das Kraftsignal ausgewertet. In Abbildung 7.9 sind die Austrittsgeschwindigkeiten abhängig von der Dicke der Platten dargestellt. Dabei sind die Vergleichswerte von Aluminium AA7020-T651 aus Abschnitt 6.3.4 für gleiche Flächengewichte ergänzend dargestellt.

Es ist erkennbar, dass die Austrittsgeschwindigkeit für Makrolon GP bei gleichem Flächengewicht etwa 100 m/s über dem Wert für Aluminium 7020-T651 liegt. Die Flächengewichtsäquivalenz, welche zwischen Stahl und Aluminium beobachtet werden kann, zeigt sich hier nicht. Die Streuung der Austrittsgeschwindigkeit liegt in einem Bereich, welcher bei allen Versuchen ähnlich beobachtet wurde.

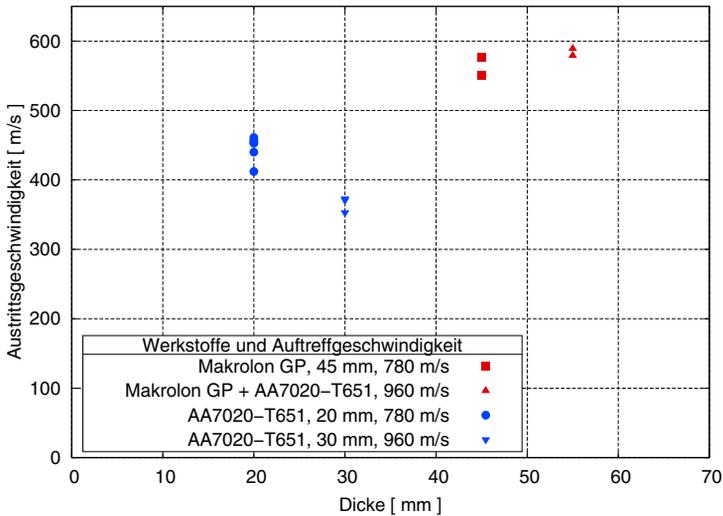


Abbildung 7.9 Polycarbonat Makrolon GP - Austrittsgeschwindigkeit als Funktion der Plattendicke.

Im zweiten Schritt wurden zwei Aufbauten in Kombination mit Aluminium AA7020-T651 realisiert. Dabei wurde eine Aluminiumplatte von 10 mm zu den 45 mm Makrolon GP ergänzt. Diese 10 mm Aluminium wurden im ersten Aufbau als kompakte Platte hinter das Makrolon GP gesetzt. Im zweiten Aufbau wurde eine 5 mm Platte jeweils vor und hinter das Makrolon GP positioniert. Dabei wird die Frage beantwortet, ob die Position der Platten beziehungsweise die Richtung der Bedrohung eine entscheidende Rolle spielt.

Die Aufbauten besitzen beide das gleiche Flächengewicht. Die Aufteilung und Anordnung der Schichten unterscheidet sich jedoch. Der Aufbau entspricht einer äquivalenten Dicke von 30 mm Aluminium. Um eine verlässliche Austrittsgeschwindigkeit zu erreichen, wurden diese Aufbauten mit 960 m/s beschossen. Zusätzlich wurde der Aufbau lateral verdämmt, um eine höhere Schutzwirkung des Polycarbonats zu erreichen.

Abbildung 7.9 zeigt die Austrittsgeschwindigkeiten beider Aufbauten als nach oben gerichtetes Dreieckssymbol. Die Aufbauten unterscheiden sich nicht nennenswert. Die Aufteilung der Aluminiumschicht in zwei Platten hat auf die Austrittsgeschwindigkeit keine Auswirkung.

Das flächengewichtsäquivalente Aluminium wird mit nach unten gerichteten Dreiecksymbolen dargestellt. Vergleicht man die beiden Aluminium-Aufbauten untereinander, ist eine geringere Austrittsgeschwindigkeit für die dickere Platte erkennbar, trotz höherer Auftreffgeschwindigkeit. Für das Makrolon GP trifft dies nicht zu, bei einem dickeren Aufbau

und einer Steigerung der Auftreffgeschwindigkeit nimmt die Austrittsgeschwindigkeit nicht vergleichbar ab.

Abbildung 7.10 stellt die Versuchsmuster nach dem FSP-Beschuss dar. Bei Betrachtung des Versuchsmusters auf den Bildern (a) bis (d) wird deutlich, dass der Durchschusskanal wieder mit Material verschlossen ist. Außerdem wird auf der Rückseite des Versuchsmusters die letzte Schicht des Aufbaus heraus gerissen, obwohl das FSP diese Lage bereits passiert hat. Dies zeigt das Loch innerhalb der herausgelösten Scheibe.

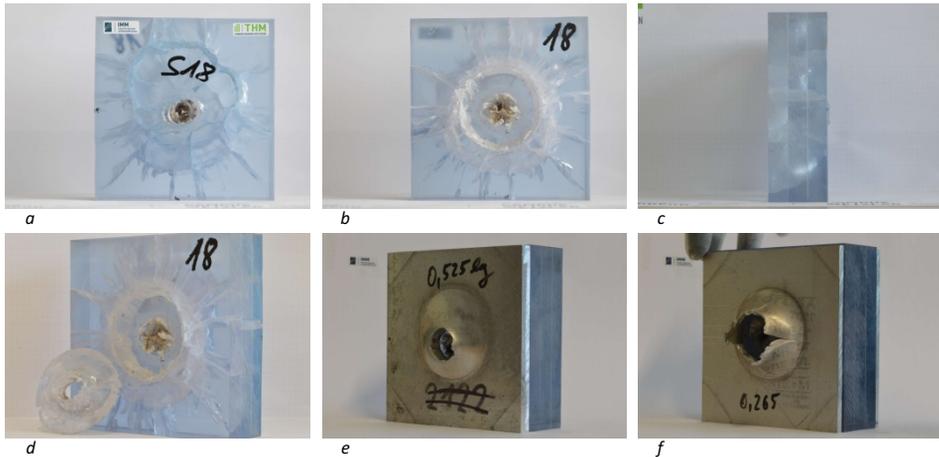


Abbildung 7.10 Polycarbonat Makrolon GP - Versuchsmuster nach dem FSP-Beschuss. Schutzplatten-Dicke 45 mm, Vorderseite (a), Rückseite (b) und Seitenansicht (c), räumliche Ansicht mit abgelöster Scheibe von der Rückseite des Versuchsmusters (d), Mehrschichtaufbauten mit 10 mm dicker Aluminiumplatte auf der Rückseite (e) sowie 5 mm dicker Aluminiumplatte jeweils auf Rück- und Vorderseite (f). Das Versuchsmuster weist die Abmaße 140 x 140 mm auf.

Diese Beobachtungen führen zu der Vermutung, dass sich im Bauteil eine dynamische Kaverte gebildet hat, die zu einer lateralen Verschiebung am Rand geführt hat. Es ist also davon auszugehen, dass der Schutzaufbau sein Potential nicht nutzen konnte, da er statt dem FSP einen Druck entgegen zu setzen, seitlich ausgewichen ist. Das Prinzip der Selbstverdämmung hat hier nicht gewirkt. Aus dieser Beobachtung wurden Konsequenzen gezogen und der zweite Versuchsaufbau mit lateraler Verdämmung entwickelt. In diesem wird die Einbausituation eines großen Bauteils mit einer lokalen Belastung besser nachgestellt. Das Material kann dort auch nicht seitlich ausweichen sondern muss sich dem FSP entgegen stellen.

In der hintersten Lage hat sich eine Scheibe abgelöst. Der Durchmesser der Scheibe entspricht dabei dem Innendurchmesser der Kraftmessdose. Um das Herauslösen der Scheibe zu erklären, wird der hybride Aufbau mit Aluminiumplatte betrachtet. Dies ist in Abbildung 7.10 (e) erkennbar. Dort hat sich das Makrolon wieder vollständig zurück verformt, auf der

Rückseite der Makrolonschichten ist keine bleibende Deformation erkennbar. Die dynamische, elastische Beule der hinteren Makrolonschicht während des Durchschusses ist aber als plastische Deformation der Aluminiumplatte sichtbar. Mutmaßlich bildet das Makrolon GP während dem Durchschuss eine dynamische Blase, welche den plastischen Abdruck auf der Aluminiumplatte erzeugt. Anschließend verformt sich das Makrolon GP wieder elastisch zurück. Stellt man sich vor, dass die Aluminiumplatte das Makrolon GP nach hinten nicht abstützt, wird die Dimension der Blase erkennbar, welche im unverdämmten Fall auftritt. Obwohl das Geschoss den Zielaufbau bereits verlassen und ein Loch in jeder Schicht verursacht hat, löst sich die letzte Schicht des Makrolons als Scheibe ab und wird durch die sich schließende Kaverne abgestoßen.

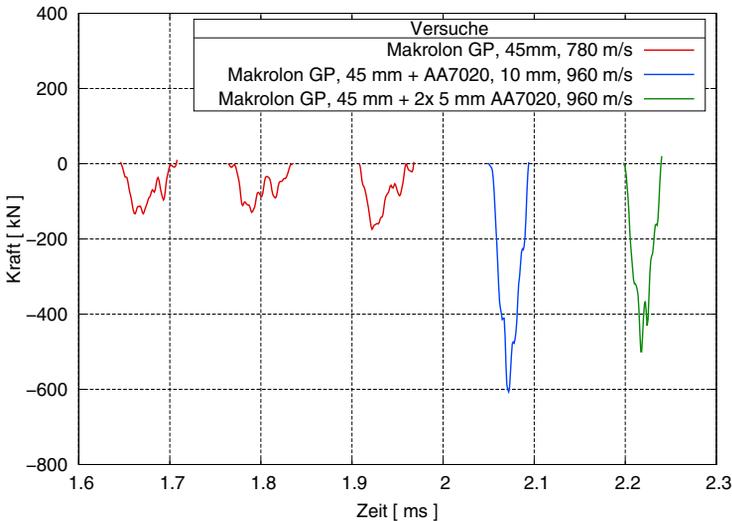


Abbildung 7.11 Polycarbonat Makrolon GP - FSP-Beschussversuche: Kraft-Signale für Einzelschicht- sowie Mehrschicht-Schutzaufbauten im Vergleich.

Das Kraftsignal ist insgesamt reproduzierbar, allerdings korreliert das Kraftmaximum nicht mit der Austrittsgeschwindigkeit. Die Beobachtungen, welche am Panzerstahl Armox 440T aus Abschnitt 5 gemacht wurden, können hier nicht bestätigt werden. Das Kraftsignal für den nur auf der Rückseite abgestützten Aufbau zeigt ein höheres Kraftmaximum als der rück- und vorderseitig mit Aluminiumschichten abgestützte Aufbau.

Insgesamt zeigt das Makrolon GP bei gleichem Flächengewicht zu Aluminium eine geringere Leistung und im hybriden Schichtaufbau eine geringere Leistungssteigerung als erwartet.

7.4 Numerische Untersuchungen

Für den thermoplastischen Kunststoff Makrolon GP wurden die im vorhergehenden Abschnitt beschriebenen Zugversuche, Drei-Punkt-Biegeversuche, Durchstoßversuche und FSP-Beschussversuche durchgeführt.

Auf Basis der Zugversuche unter Einsatz von optischer Dehnungsmessung wurden Elastizitätsmodul und Querkontraktion ermittelt. Die Parameter sind in Tabelle 7.3 aufgeführt. Die Tabelle zeigt auch vergleichsweise Daten aus der Literatur nach Boyce et al. [24]. Sie geben eine Querkontraktionszahl von 0.3 an. Molinari und Ravichandran [104] geben für ein Polycarbonat mit einer Dichte von 1.19 g/cm^3 und einem Schubmodul von 0.94 GPa eine Querkontraktionszahl von 0.37 an. Dies entspricht dem gemessenen Wert. Außerdem kann das plastische Verhalten und damit die Fließkurve ermittelt werden. Die Kennwerte wurden in ein elastisch-plastisches Materialmodell übernommen.

Tabelle 7.3 Polycarbonat Makrolon GP - Vergleich von Parametern aus verschiedenen Versuchen

	Datenblatt	Zug	Biege	Durchst.	Boyce et al. [24]
E-Modul [MPa]	2350	2230	2230	4500	2300
Querk.zahl [-]		0.37	0.38		0.30

Wie auch schon im Fall der Aluminiumlegierung können die Biegeversuche alternativ zur Beschreibung der plastischen Verfestigungskurve sowie der Dehnratenabhängigkeit dienen. Zur Beschreibung der Verfestigung wurde der Ansatz nach Schmachtenberg entsprechend Gleichung (2.39) angewendet. Die dazu eingesetzten Parameter wurden durch reverse engineering ermittelt und sind in Tabelle 7.4 dargestellt. Da bei den Biegeversuchen nur eine geringe plastische Dehnung auftritt, kann keine nennenswerte Verfestigung ermittelt werden. Stattdessen wird eine lineare Extrapolation in den Bereich hoher Dehnungen vorgenommen.

Zur Beschreibung der Dehnratenabhängigkeit wird der Ansatz nach Johnson und Cook [82] gemäß Gleichung (2.40) verwendet. Dieser Ansatz gewichtet die quasistatische Verfestigungskurve abhängig der vorliegenden Dehnraten, was für mehrere konstante Dehnraten zu einer Kurvenschar führt. Abbildung 7.12 zeigt die Kurvenschar der Verfestigungskurven abhängig von der Dehnraten. Dabei ist eine sehr ausgeprägte Dehnratenabhängigkeit erkennbar. Die Materialdaten wurden in ein elastisch visko-plastisches Materialmodell übernommen.

Die Modellierung unterliegt zwei Einschränkungen. Das Polycarbonat Makrolon GP verhält sich nichtlinear elastisch. Um dies durch Versuche zu zeigen, sind Entlastungsversuche notwendig, welche nicht durchgeführt wurden. Dreistadt et al. [53] haben die

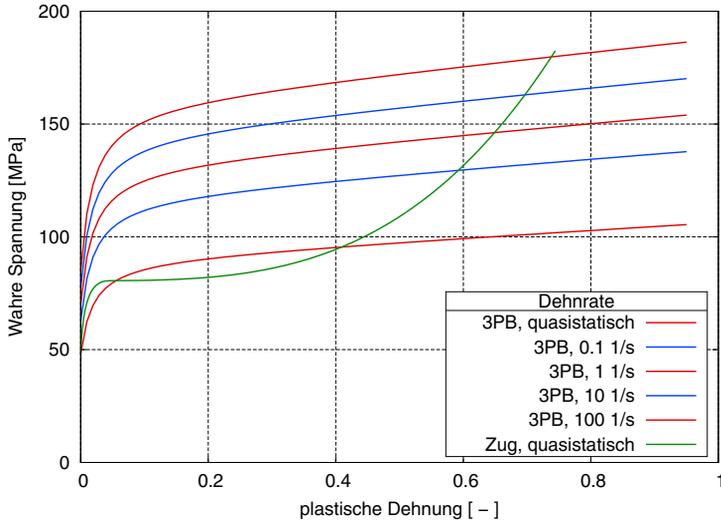


Abbildung 7.12 Polycarbonat Makrolon GP - Dehnratenabhängige Verfestigungskurven entsprechend dem Ansatz nach Schmachtenberg und Johnson-Cook, ermittelt anhand von Drei-Punkt-Biegeversuchen sowie unter Verwendung der optischen Dehnungsmessung im Zugversuch.

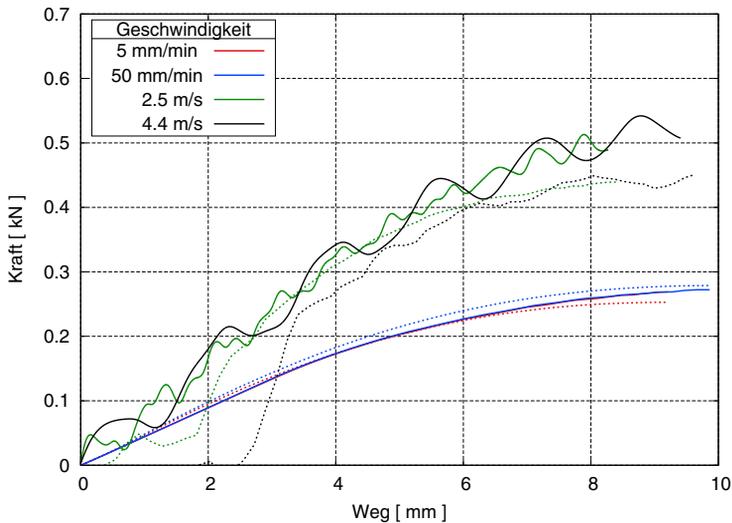


Abbildung 7.13 Polycarbonat Makrolon GP - Vergleich der Versuchsdaten (gepunktete Linien) mit den Simulationsergebniskurven (durchgezogene Linien).

Nichtlinearität jedoch gezeigt. Diese Nichtlinearität im elastischen Bereich kann von einem elastisch-plastischen Materialmodell nicht abgebildet werden. Dort wird immer von einem linear elastischen Anstieg ausgegangen. Um der Nichtlinearität trotzdem gerecht zu werden, wird der Punkt des plastischen Fließens dort definiert, wo das Werkstoffverhalten signifikant nichtlinear wird. Dadurch wird der elastische Anteil der Gesamtdehnung kleiner und der plastische Anteil überschätzt. Eine Belastung kann auf diese Weise gut abgebildet werden, lediglich das Entlastungsverhalten wird nicht korrekt wiedergegeben.

Außerdem zeigt der Werkstoff ein visko-elastisches Verhalten. Dies wird im Anschluss am Durchstoßversuch deutlich. Ein Materialmodell, welches sich visko-elastisch visko-plastisch verhält, wird in der vorliegenden Arbeit nicht eingesetzt. Die Viskosität des Werkstoffs wird stattdessen vollständig mit einer Visko-Plastizität beschrieben.

Ein Vergleich zwischen der quasistatischen Verfestigungskurve, welche aus dem Biegeversuch durch reverse engineering erstellt wurde, und der entsprechenden quasistatischen Verfestigungskurve entwickelt aus den quasistatischen Zugversuchen zeigt, dass die ermittelten Fließgrenzen für das Makrolon GP sowie das Spannungsniveau der anfänglichen Verfestigung sehr nahe beieinander liegen. Der im Biegeversuch angepasste Schmachtenberg-Ansatz berücksichtigt darüber hinaus nicht, dass im Biegeversuch keine Messdaten im hohen Dehnungsbereich vorliegen. Stattdessen extrapoliert der Schmachtenberg-Ansatz linear in den hohen Dehnungsbereich. Im Zugversuch hingegen liegen Messdaten bis zum Bruch vor. Es handelt sich nicht um eine Extrapolation mit Hilfe eines Ansatzes.

Die gemessene Zugversuchskurve zeigt im Bereich hoher Dehnungen einen exponentiellen Anstieg. Dies weist auf eine plastische Querkontraktionszahl von 0.5 hin. Makrolon verhält sich plastisch inkompressibel, wie auch in anderen Untersuchungen bereits gezeigt wurde, z.B. Hobeika [76]).

Tabelle 7.4 Polycarbonat Makrolon GP - Parameter für den Ansatz nach Schmachtenberg [141] und Johnson-Cook [82]

E	ν	E_T	H	σ_y	$\dot{\epsilon}_0$	ν_{JC}
[MPa]	[-]	[MPa]	[MPa]	[MPa]	[1/s]	[-]
2230	0.38	850	43	48	0.001	15

Zur Simulation der Drei-Punkt-Biegeversuche wird ein Viertelmodell erstellt, welches jeweils Symmetrierandbedingungen an den Spiegelebenen besitzt. In Abbildung 7.13 sind die Kraft-Weg-Diagramme für die Drei-Punkt-Biegeversuche als Vergleich zwischen Versuch und Simulation mit einem elastisch visko-plastischen Materialmodell dargestellt. Die Versuche können durch das Materialmodell in guter Übereinstimmung beschrieben werden.

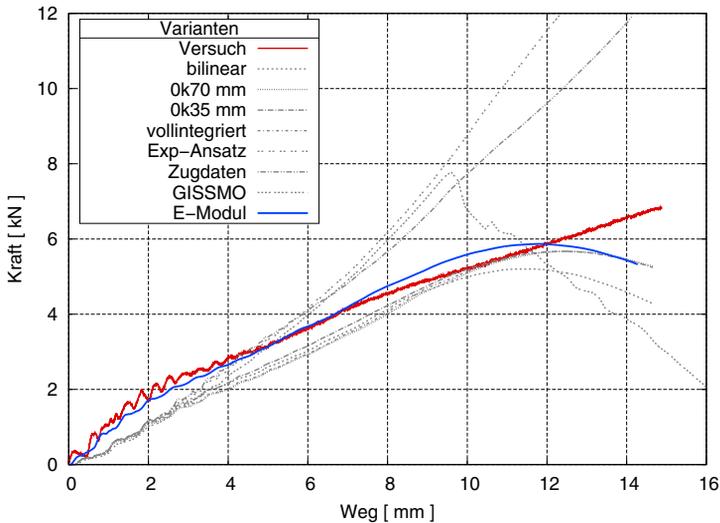


Abbildung 7.14 Polycarbonat Makrolon GP - Kraft-Weg-Kurve im Durchstoßversuch im Vergleich mit unterschiedlichen Modellierungsvarianten.

Durch Anwendung der im Biegeversuch angepassten Verfestigungskurve auf den Durchstoßversuch kann die Gültigkeit der Materialparameter und die Anwendbarkeit des Materialmodells auf einen anderen Lastfall bewertet werden. Dies geht aus Abbildung 7.14 hervor. Daran wird deutlich, dass die im Biegeversuch angepassten Daten nicht gut für einen Durchstoßversuch geeignet sind. Die erstellten Modelle zeigen allesamt einen zu flachen anfänglichen Anstieg sowie ein zu frühes Abknicken im hohen Dehnungsbereich. Die Basis-Modellierung wurde dabei mit einer Elementgröße von 0.7 mm durchgeführt. Eine feinere Diskretisierung mit einer Elementkantenlänge von 0.35 mm bringt keine bessere Übereinstimmung zwischen Versuch und Simulation. Ein an Stelle des Schmachtenberg-Ansatzes eingesetzter bilinearer Ansatz mit sehr extremer Verfestigung sowie eine andere Elementformulierung mit vollintegrierten Elementen führen ebenfalls nicht zu einer guten Übereinstimmung.

Die alternative Anpassung eines exponentiellen Ansatzes für die Verfestigungskurve oder das Verwenden der Verfestigungskurve aus dem Zugversuch zeigen einen zu flachen Anfangsanstieg und im hohen Dehnungsbereich ein zu steifes Verhalten. Die Kombination der Verfestigungskurve aus dem Zugversuch mit einem Schädigungsansatz gemäß dem GISSMO-Modell führt nicht ans Ziel: das GISSMO-Modell ist nicht geeignet, die Schädigung so abzubilden, dass die Kraft-Weg-Kurve des Durchstoßversuchs korrekt abgebildet wird.

Der mit dem Versuch übereinstimmende initiale Anstieg kann ausschließlich durch Anpassung des Elastizitätsmoduls erreicht werden. Zur besseren Abbildung ist dazu eine Verdoppelung des im Zugversuch gemessenen E-Moduls von 2250 MPa auf 4500 MPa notwendig. Das gewählte Modell kann eine Visko-Elastizität nicht abbilden.

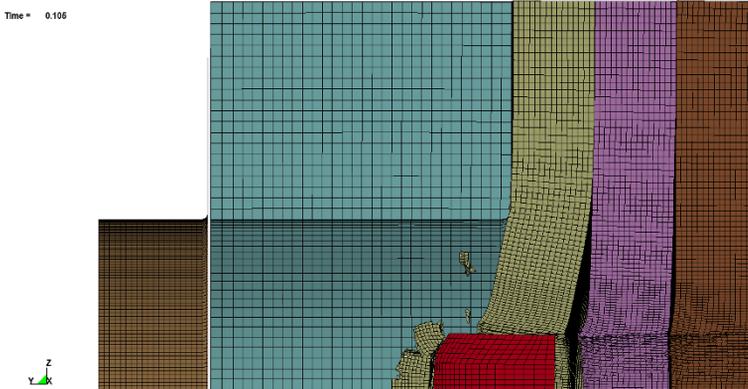


Abbildung 7.15 Polycarbonat Makrolon GP - Deformiertes FE-Netz im Fall eines FSP-Beschusses und der Modellierung mit einer lineare Zustandsgleichung (Elastisch-Plastisches Materialmodell).

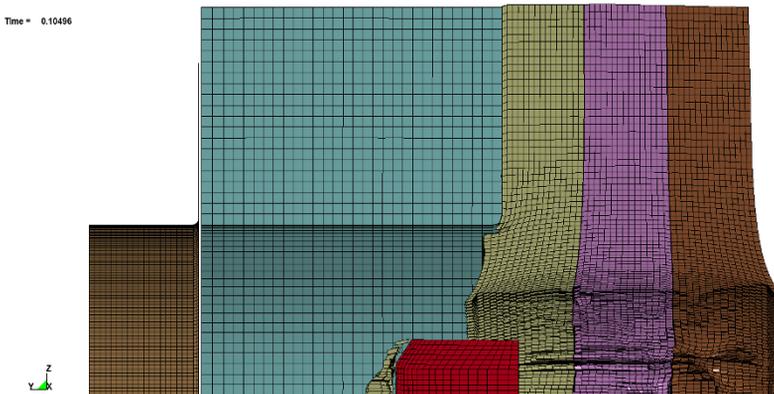


Abbildung 7.16 Polycarbonat Makrolon GP - Deformiertes FE-Netz im Fall eines FSP-Beschusses und der Modellierung mit einer nichtlinearen Zustandsgleichung (Hydro-Materialmodell).

Wird das entwickelte elastisch visko-plastische Materialmodell mit von Mises Plastizität auf den Lastfall des FSP-Beschusses angewendet, so kann das Deformationsverhalten gemäß Abbildung 7.15 bewertet werden. Es fällt auf, dass dieses nicht die im Versuch beobachteten und in Abschnitt 7.3.4 beschriebenen Effekte zeigt: es bildet sich keine Kaverne im Versuchsmuster, welche sich nach dem Durchschuss wieder schließt, stattdessen entsteht

ein plastischer Kanal. Auch eine laterale Ausdehnung einer dynamischen Blase ist nicht erkennbar. Zusätzlich wird ein Plug heraus geschoben, welcher so auf den Hochgeschwindigkeitsaufnahmen nicht erkennbar war. Darüber hinaus ist der Widerstand des Werkstoffs gegen den FSP zu hoch, sodass dieser nach dem Beschuss eine Austrittsgeschwindigkeit von nur 470 m/s in der Simulation gegenüber 560 m/s im Versuch zeigt.

Für die Simulation der FSP-Beschussversuche muss also ein anderes Materialmodell gewählt werden, welches ein hydrodynamisches Deformationsverhalten zeigt. Dieses Verhalten beruht auf einem geringen Widerstand gegen Schubdeformation, welches Thermoplaste unter dynamischen Lasten im Vergleich zu metallischen Werkstoffen zeigen. Thermoplaste verhalten sich also unter hohen Dehnraten ähnlich zu Flüssigkeiten. Eine Modellierung mit einem Hydro-Materialmodell ohne oder mit geringer Schubsteifigkeit ist daher möglich. Die deviatorischen Spannungsanteile werden dabei nicht berechnet sondern zu Null gesetzt. Die Spannungsanteile auf der Hauptdiagonalen berechnen sich durch die angeschlossene Zustandsgleichung und bilden den Druck. Dazu stehen verschiedene Hydro-Materialmodell in Kombination mit einer Grüneisen-Zustandsgleichung zur Verfügung. Die Modelle wurden bereits in Tabelle 3.1 beschrieben und verglichen.

Im Folgenden werden die Daten für die Hydro-Materialmodelle beschrieben und die Ergebnisse anschließend mit dem elastisch visko-plastischen Materialmodell verglichen.

Die Verwendung eines Hydro-Materialmodells macht die Anpassung einer Zustandsgleichung notwendig. Da keine eigenen Versuche zum Ermitteln entsprechender Parameter durchgeführt werden konnten, wurden die in Tabelle 7.5 zusammengefassten Parameter der Literatur entnommen.

Tabelle 7.5 Polycarbonat Makrolon GP - Parameter für Grüneisen-Zustandsgleichung

	ρ [g/cm ³]	C [m/s]	S_1 [-]	γ_0 [-]	a [-]
Makrolon GP	1.19	1929	1.5	0.325	0.0

Bei dem Parameter C handelt es sich um die 3D-Wellengeschwindigkeit gemäß Gleichung (2.64). Die Parameter S_1 , S_2 und S_3 dienen der Beschreibung der U_s-U_p -Beziehung aus dem Planar-Platten-Impakt-Test. Liegt eine lineare Beziehung vor, werden die Parameter S_2 und S_3 zu Null gesetzt. S_1 entspricht dann der Steigung und C dem Achsenabschnitt im Diagramm.

Ein solches $U_s - U_p$ -Diagramm stellt das LASL Shock Hugoniot Data Handbuch nach Marsh [93] zur Verfügung. Abbildung 7.17 zeigt die Daten zu Polycarbonat. Es handelt sich dabei nicht exakt um das identische Polycarbonat, es besitzt aber die gleiche Dichte von 1.19 g/cm³ wie das hier untersuchte Polycarbonat Makrolon GP. Darüber hinaus wird

eine Wellengeschwindigkeit für Schubwellen angegeben. Dies ist ein Hinweis auf einen vorhandenen Schubwiderstand, den unsere Modellierung mit einem Hydro-Materialmodell ohne Schubwiderstand nicht berücksichtigt. Ein elastisch plastisches Hydro-Materialmodell kann einen Schubwiderstand allerdings abbilden.

Der Parameter S_1 ergibt sich daraus zu 1.5. Bei dem Parameter γ_0 handelt es sich um das Grüneisen-Gamma. Ein Wert aus der Literatur liegt nicht vor, sodass der Wert entsprechend Gleichung (2.54) errechnet wird. Der Parameter a ist ein einheitenloser Korrekturfaktor erster Ordnung für das Grüneisen-Gamma. Da kein Wert dafür bekannt ist, wurde a zu Null gesetzt. Die finale Druckabhängigkeit von der volumetrischen Dehnung zeigt Abbildung 7.18. Der angepasste Ansatz stimmt mit den Messwerten gut überein.

Als Versagenskriterium kommt entsprechend den Zugversuchen ein Hauptdehnungskriterium mit einer effektiven Versagensdehnung von 0.7 zum Einsatz.

In Abbildung 7.16 ist das Deformationsverhalten des Versuchsmusters unter dem Lastfall des FSP-Beschusses in der Simulation dargestellt. Im Gegensatz zu einem von Mises Plastizitätsmodells zeigt dieses Hydro-Materialmodell eine ausgeprägte Bildung einer Kaverte, eine laterale Ausbeulung des Versuchsmusters sowie den Ansatz einer Ablösung einer Scheibe in der letzten Schicht des Versuchsmusters. All dies sind Effekte, welche als Anforderung an die Simulationsabbildung aus der Versuchsauswertung resultieren. In Abbildung 7.19 werden drei Kraftsignale aus den Versuchen sowie der Simulation verglichen. Es ist erkennbar, dass der Kraftanstieg sowie das Kraftmaximum nur unzureichend abgebildet werden können. Sehr gut wird die Austrittsgeschwindigkeit des FSP mit 555 m/s in der Simulation abgebildet, die im Versuch bei 550 m/s - 570 m/s lag. Dies zeigt Abbildung 7.20.

Wie schon zuvor für den Panzerstahl und die Aluminiumlegierung wird eine Parameterstudie für unterschiedliche Dicken und unterschiedliche Auftreffgeschwindigkeiten des FSP-Geschosses durchgeführt. Diese Studie wird mit dem elastisch visko-plastischen Materialmodell, dem elastisch plastischen Hydro-Materialmodell und dem Hydro-Materialmodell ohne Schubwiderstand durchgeführt. Die Austrittsgeschwindigkeiten abhängig von der Auftreffgeschwindigkeit, der Dicke des Ziels und dem verwendeten Materialmodell ist in Abbildung 7.21 dargestellt.

Es ist erkennbar, dass der Hydro-Materialansatz ohne Schubsteifigkeit im Bereich kleiner Auftreffgeschwindigkeit nicht korrekt sein kann. Eine Extrapolation der Punkte startet im Ursprung, was bedeutet, dass eine Eindringung in den Werkstoff auch bei einer noch so kleinen Auftreffgeschwindigkeit erfolgt. Dies ist für Flüssigkeiten vorstellbar, nicht aber für einen thermoplastischen Festkörper.

Ein elastisch visko-plastischer Ansatz zeigt im Bereich hoher Auftreffgeschwindigkeiten einen sehr großen Widerstand. Dies wurde zuvor schon auf Basis des Deformationsver-

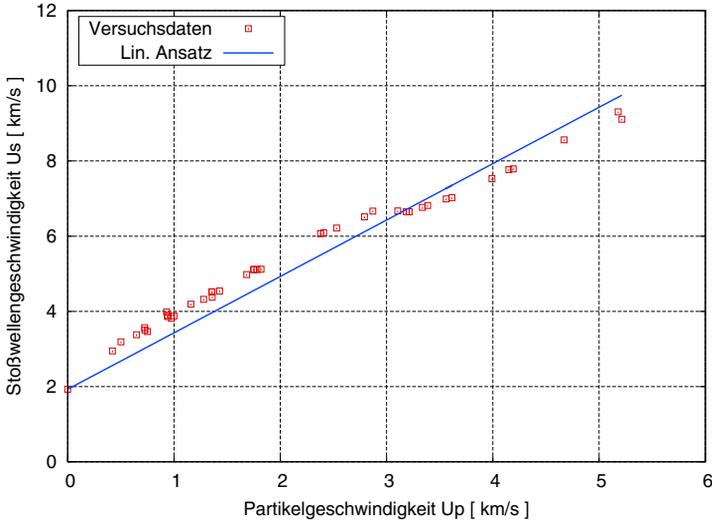


Abbildung 7.17 Darstellung eines $U_s - U_p$ -Diagramms aus dem LASL Shock Hugoniot Data Handbuch nach Marsh [93] für ein Polycarbonat (Lexan/Merlon).

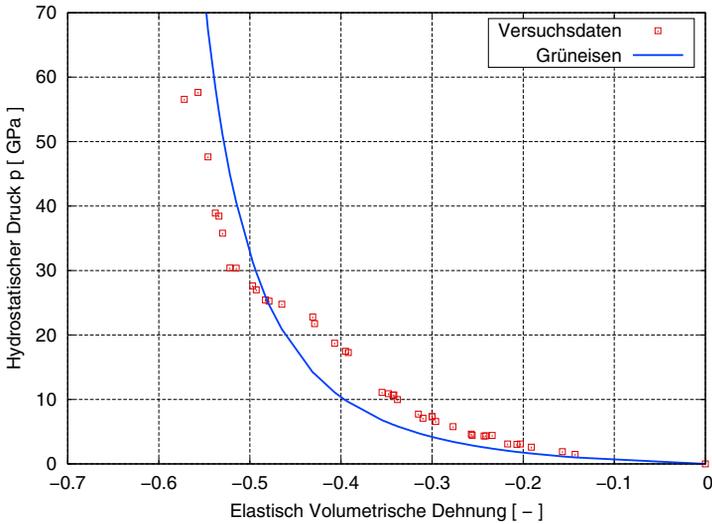


Abbildung 7.18 Darstellung eines $p - \epsilon_v$ -Diagramms aus dem LASL Shock Hugoniot Data Handbuch nach Marsh [93] für ein Polycarbonat (Lexan/Merlon).

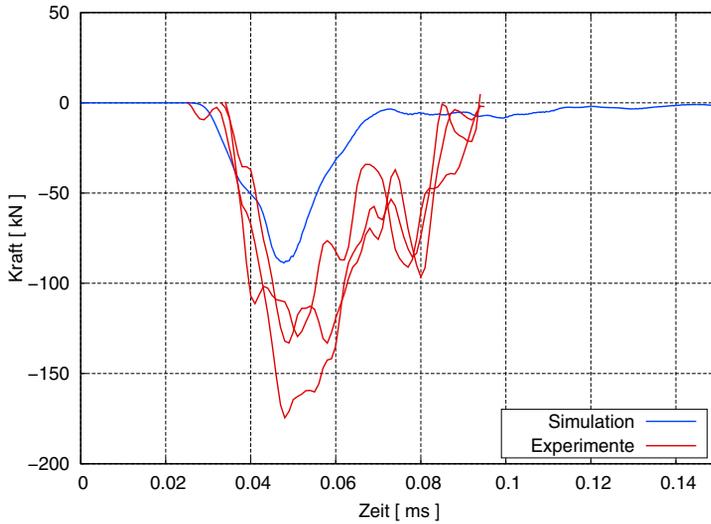


Abbildung 7.19 Polycarbonat Makrolon GP - Kraftmessung im Vergleich zwischen Versuch und Simulation.

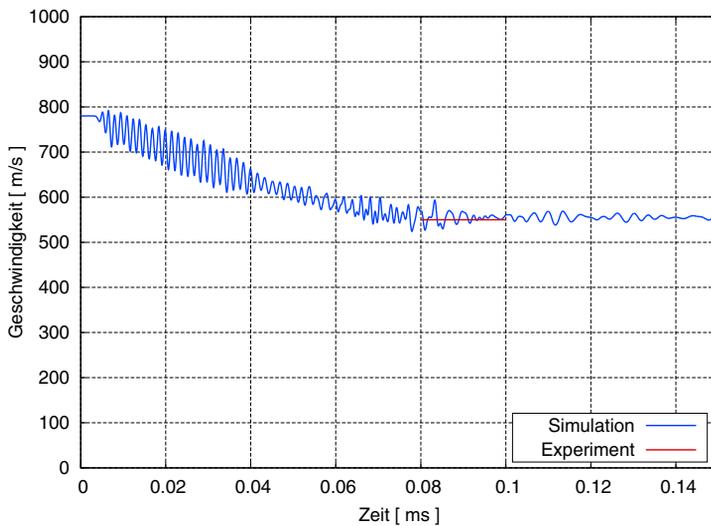


Abbildung 7.20 Polycarbonat Makrolon GP - Darstellung des Geschwindigkeitsverlaufs aus der Simulation im Vergleich zur im Mittel experimentell gemessenen Austrittsgeschwindigkeit.

haltens diskutiert. Die Austrittsgeschwindigkeiten in diesem Bereich werden daher als zu gering eingestuft.

Eine Kombination aus beiden Ansätzen stellt das elastisch plastische Hydro-Materialmodell dar. Dieses stimmt im Bereich kleiner Auftreffgeschwindigkeiten eher mit dem elastisch visko-plastischen Materialmodell überein. Im Bereich großer Auftreffgeschwindigkeiten decken sich die Geschwindigkeiten eher mit den Ergebnissen des Hydro-Materialmodells ohne Schubwiderstand.

Wie auch schon zuvor bei der Aluminiumlegierung stimmen die Modelle für dünne Strukturen gut überein, während sie für dicke Bauteile stärker differenzieren.

Entsprechen der hier diskutierten Überlegungen wird ein Ansatz nach Lambert und Jonas (LJ) [87] an die Simulationspunkte angepasst. Tabelle 7.6 stellt die Parameter gegenüber. Die Versuchspunkte fügen sich gut in die Simulationsergebnisse ein.

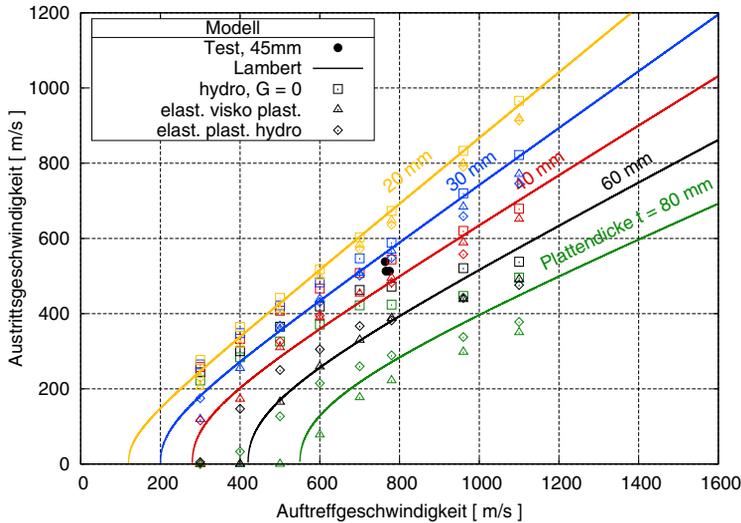


Abbildung 7.21 Polycarbonat Makrolon GP - Studie zu unterschiedlichen Plattendicken und Auftreffgeschwindigkeiten.

Tabelle 7.6 Polycarbonat Makrolon GP - Parameter für LJ-Ansatz

Plattendicke	20 mm	30 mm	40 mm	60 mm	80 mm
v_{50} [m/s]	120	200	280	420	550
a	0.87	0.75	0.65	0.55	0.45
p	2.30	2.30	2.30	2.30	2.30

In den folgenden Abschnitten sollen die hybriden Schichtaufbauten betrachtet werden. Aus Abbildung 7.22 geht die Deformation der hybriden Versuchsmuster in verdämmter Konfiguration hervor. Es ist ersichtlich, dass keine laterale Verschiebung des Werkstoffs an der Bauteilgrenze stattfindet. Dies wird durch SPCs (single point constraints) erreicht.

Im vorhergehenden Abschnitt wurde gezeigt, dass sich beide hybriden Aufbauten äquivalent verhalten. Sowohl die Steigung im Kraft-Zeit-Signal, als auch das Kraftmaximum und die Austrittsgeschwindigkeit liegen nah beisammen. Daher werden beide Signale gemeinsam für beide Simulationslastfälle als Vergleich genutzt.

Im Fall der rückseitig angeordneten Aluminium-Platte von 10 mm wird das Makrolon GP wie im Einzelschicht-Aufbau penetriert und es bildet sich ein Plug aus der Aluminium-Platte. Der Kraft-Zeit-Verlauf ist in Abbildung 7.24 dargestellt. Dort ist erkennbar, dass der Anfangsanstieg der Signale aus Versuch und Simulation sehr gut übereinstimmen. Das Kraftmaximum aus dem Versuch erreicht die Simulation jedoch nicht. Das im Versuch gemessene Kraftsignal fällt beständig ab, während das in der Simulation ermittelte Kraftsignal einen zweiten Anstieg zeigt. Die im Versuch gemessene Austrittsgeschwindigkeit kann in der Simulation mit einer Genauigkeit von unter 10% ermittelt werden, wie Abbildung 7.25 zeigt.

Zu beachten ist, dass keine Streuung aus dem Versuch bekannt ist, da nur ein Versuch pro Konfiguration durchgeführt wurde. Aus der Beobachtung an den Einzelschicht-Aufbauten, bei denen drei Wiederholungen durchgeführt werden konnten, wird die Streuung der Versuchsergebnisse auf 50 m/s und etwa 10% und damit als gering eingeschätzt.

Für den hybriden Aufbau mit zwei Aluminiumplatten zeigt Abbildung 7.26 das Kraftsignal und Abbildung 7.27 den Verlauf der FSP-Geschwindigkeit. Das Kraft-Signal in der Simulation stimmt gut mit den Versuchskurven überein. Das Deformationsverhalten der Aluminium-Platte im Modell entspricht dem Versuch. Es bildet sich eine stärker ausgeprägte Beule und beide Konfigurationen zeigen eine Plugbildung.

Insgesamt kann der Werkstoff Polycarbonat Makrolon GP sehr gut beschrieben werden. Dabei war es möglich, die verschiedenen Versuchskonfigurationen unter Zug, Drei-Punkt-Biegung sowie Durchstoß für die Modellbildung zu nutzen. Mit Hilfe von Literaturdaten konnte die nichtlineare Druckabhängigkeit erfasst und berücksichtigt werden. Eine Studie zeigte die Möglichkeiten drei verschiedener Modelle sowie die Grenzen der Gültigkeit. Im hybriden Schichtaufbau mit Aluminium konnte die Austrittsgeschwindigkeit sowie das im Versuch gemessene Kraftsignal gut wieder gegeben werden.

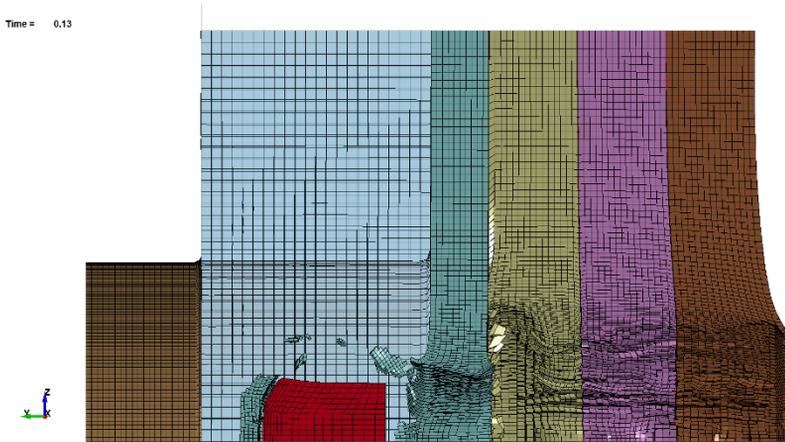


Abbildung 7.22 Polycarbonat Makrolon GP - Deformiertes FE-Netz des hybriden Aufbaus: 45 mm Polycarbonat Makrolon GP verklebt in drei Schichten sowie 10 mm AA7020-T651 auf der Rückseite.

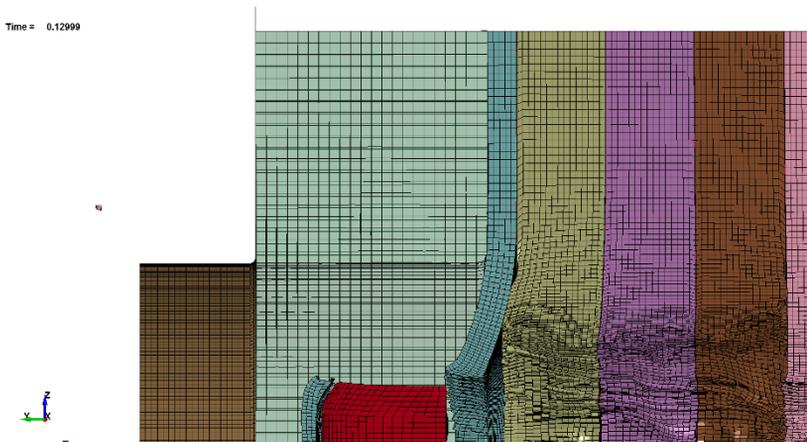


Abbildung 7.23 Polycarbonat Makrolon GP - Deformiertes FE-Netz des hybriden Aufbaus: 45 mm Polycarbonat Makrolon GP verklebt in drei Schichten sowie jeweils 5 mm AA7020-T651 auf der Vorder- und Rückseite.

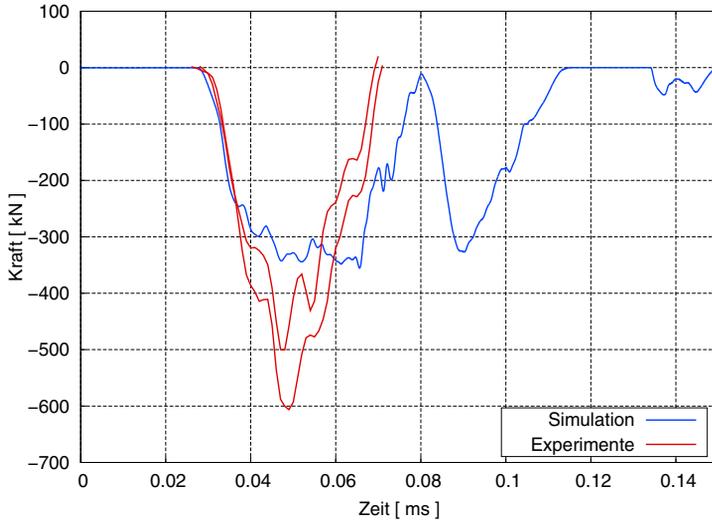


Abbildung 7.24 Polycarbonat Makrolon GP - Kraftmessung im Vergleich zwischen Versuch und Simulation für den hybriden Aufbau mit 10 mm AA7020-T651.

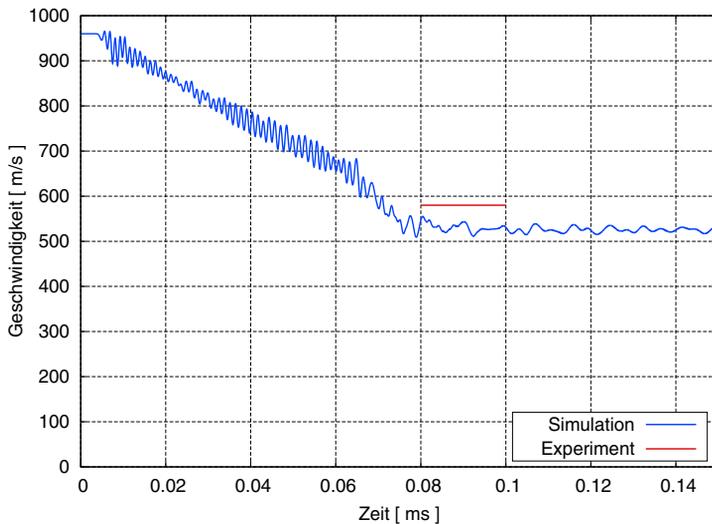


Abbildung 7.25 Polycarbonat Makrolon GP - Darstellung des Geschwindigkeitsverlaufs aus der Simulation im Vergleich zur im Mittel experimentell gemessenen Austrittsgeschwindigkeit für den hybriden Aufbau mit 10 mm AA7020-T651.

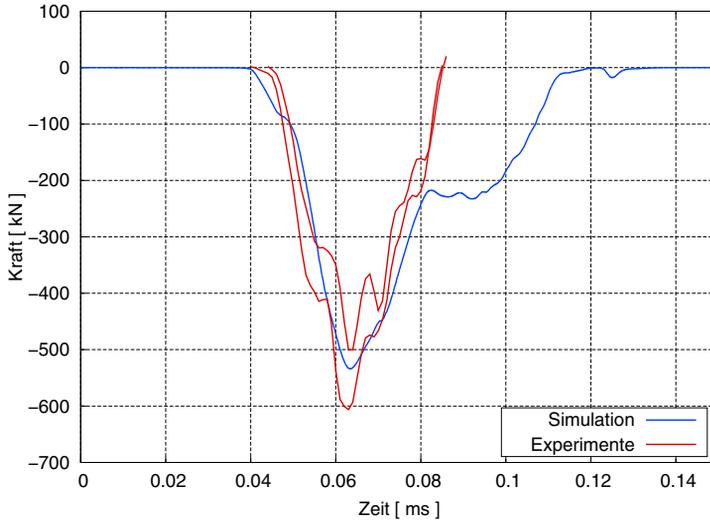


Abbildung 7.26 Polycarbonat Makrolon GP - Kraftmessung im Vergleich zwischen Versuch und Simulation für den hybriden Aufbau mit 2x5 mm AA7020-T651.

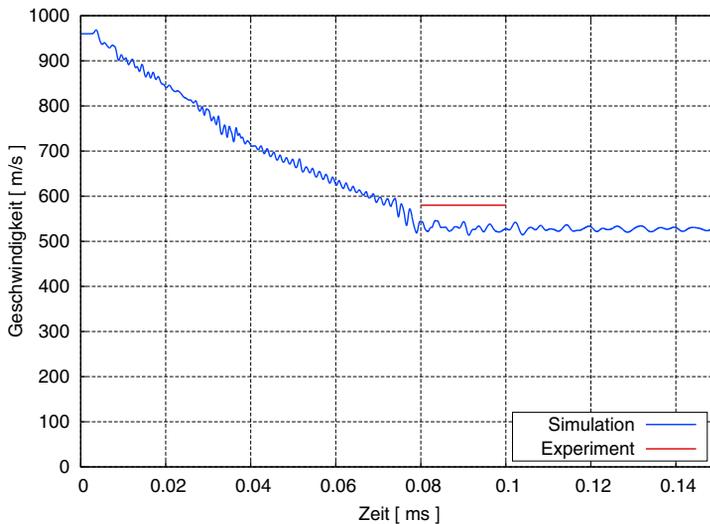


Abbildung 7.27 Polycarbonat Makrolon GP - Darstellung des Geschwindigkeitsverlaufs aus der Simulation im Vergleich zur im Mittel experimentell gemessenen Austrittsgeschwindigkeit für den hybriden Aufbau mit 2x5 mm AA7020-T651.

8 Untersuchungen zu DuroProtect 5000

8.1 Allgemeines

Natürliche Faserverbundwerkstoffe wie Flachs, Hanf und Holz sind einer der ältesten Bauwerkstoffe. Für moderne technische Anwendungen waren diese Materialien jedoch lange Zeit von geringer Bedeutung. Die Notwendigkeit von Leichtbau und Energieeffizienz führte in den letzten Jahren zu immer neuen Entwicklungen, welche auch für industrielle Anwendungen zugänglich gemacht wurden. Eine Vielzahl von Produkten erlaubt es dem Anwender inzwischen, die Werkstoffe passgenau entsprechend den eigenen Anforderungen einzusetzen. Dabei können die Faserverbundwerkstoffe bestehend aus Faser- und Matrixmaterial individuell beeinflusst und so ein neuer Werkstoff komponiert werden.

Als Faserwerkstoff kommen anorganische und organische Verstärkungsfasern in Frage. Zu den anorganischen Faserwerkstoffen zählen Glas- und Keramikfasern, wobei auch metallische Fasern verwendet werden. Bekannte Vertreter von organischen Fasern sind Aramidfasern, Kohlenstofffasern und thermoplastische Faserwerkstoffe wie PE, PA6 oder PMMA. Diese Faserwerkstoffe können in unterschiedliche Matrixwerkstoffe eingebettet werden, dabei stehen thermoplastische sowie duroplastische Matrixsysteme zur Verfügung. Auf thermoplastische Werkstoffe wurde bereits im vorhergehenden Abschnitt eingegangen. Duroplastische Werkstoffe sind Harzsysteme wie Epoxidharz (EP), Polyesterharz (UP) oder Vinylesterharz (VE). Diese Harze härten nach dem Herstellprozess aus und verhalten sich im Gegensatz zu den Thermoplasten irreversibel unter hohem Temperatureinfluss, siehe dazu Schürmann [142] und Osswald [115].

Durch ihre richtungsabhängigen Eigenschaften sind eine Auslegung von Bauteilen und die Simulation verschiedener Lastfälle aufwändig. Die Werkstoffe müssen vorab richtungsabhängig charakterisiert werden und die verwendeten Modelle müssen diese richtungsabhängigen Eigenschaften unterscheiden und auf das Modell übertragen können.

Bei dem hier betrachteten Werkstoff DuroProtect 5000 (DP5000, alte Bezeichnung: EPC205) handelt es sich um einen glasfaserverstärkten Duroplasten mit Epoxidharzmatrix des Herstellers Röchling Engineering Plastics. Die Fasern sind in der Matrix biaxial angeordnet und als Roving in Faserbündeln verwebt. Diese gewebten Einzelschichten sind

Tabelle 8.1 DuroProtect 5000 - Mechanische Eigenschaften entsprechend Datenblatt [125]

ρ	σ_f	E_p	Y_c	K_c	X_t
[g/cm ³]	[MPa]	[MPa]	[MPa]	[kJ/m ²]	[MPa]
2.000	600	30000	600	300	500

in mehreren Lagen übereinander gestapelt. Bei den Glasfasern handelt es sich um E-Glas. Der Verbundwerkstoff weist einen Faseranteil von nominell 70 Massen-% auf. Um eine schlechte Brennbarkeit zu erreichen beinhaltet das Material zusätzlich Flammenschutzmittel.

Die mechanischen Eigenschaften laut Datenblatt [125] des Herstellers sind in Tabelle 8.1 dargestellt. Darin werden die Dichte ρ , die Biegespannung beim Bruch unter Biegebelastung senkrecht zur Faserrichtung σ_f , der Elastizitätsmodul senkrecht zur Faserrichtung E_p , die Druckfestigkeit senkrecht zur Schichtrichtung Y_c , die Schlagzähigkeit nach Charpy parallel zur Schichtrichtung K_c sowie die Zugfestigkeit parallel zur Faserrichtung X_t angegeben.

Unter dem Auflichtmikroskop ist die Struktur des Materials sichtbar, siehe Abbildung 8.1. Die Faserbündel, welche zu einem Gewebe zusammen gefasst und dann gestapelt wurden, sind sowohl an der Oberfläche (a) als auch im Schnitt (b) erkennbar. Die charakteristische Einheitszelle, welche den sich wiederholenden Aufbau zeigt, hat entsprechend der Bilder eine Größe von ca. 10 mm x 10 mm und eine Dicke von 0.5 mm.

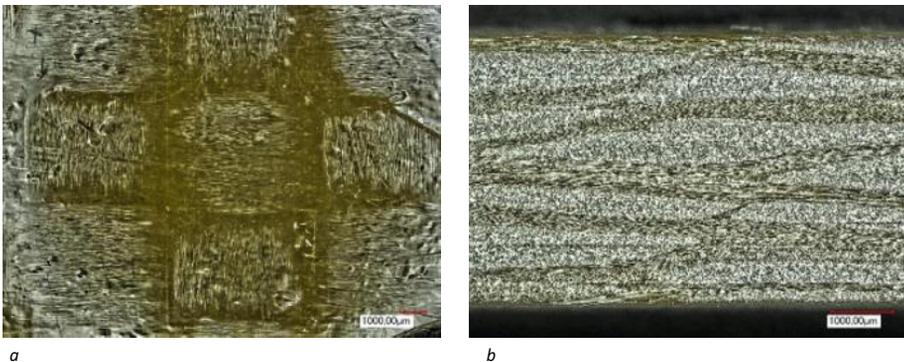


Abbildung 8.1 DuroProtect 5000 - Lichtmikroskopische Aufnahmen: Draufsicht (a) sowie Sicht auf eine Querschnittsfläche (b).

8.2 Literatur

Die Untersuchungen zu glasfaserverstärkten Werkstoffen sind im Verhältnis zu Studien an Stahl oder Baustoffen im Bauwesen noch jung, da der Werkstoff erst im letzten Jahrhundert für technische Anwendungen zugänglich geworden ist.

Kammerer und Neme [83] untersuchten das Verhalten von einem ebenen UD-Verbundwerkstoff bestehend aus E-Glas und einer Polyesterharz-Matrix unter hohen Dehnraten. Dazu stellten sie quasistatische Zug- und Schubversuche vor. Daraus entwickelten sie ein Konstitutivgesetz für die Simulation von ebenen Bauteilen. Die Versuchsergebnisse aus Zugversuchen unter hohen Dehnraten auf einem Split-Hopkinson-Bar verglichen sie schließlich mit der entsprechenden Simulation. Dabei konnte eine gute Übereinstimmung von Versuch und Simulation erreicht werden.

Mahfuz et al. [92] zeigte die Untersuchung eines Mehrschichtlagen-Verbundaufbaus bestehend aus S2-Glasfaserverbundwerkstoffen, Kohlefaserverbundwerkstoffen, Elastomerwerkstoffen, Phenolharz und Keramikwerkstoffen. Die ballistische Belastung erfolgte mit Hilfe eines 20 mm FSP, der mit 610 m/s auf die Zielaufbauten geschossen wurde. Für die numerische Simulation wurden die Anisotropie sowie Hyperelastizität der Werkstoffe berücksichtigt. Die Auswertung erfolgte hinsichtlich der Grenzgeschwindigkeit und der Energieaufnahme des Zielaufbaus. Darüber hinaus wurde die geometrische Ausbreitung der Schädigung erfasst. Durch die Spannungsauswertung in der Simulation konnte die Delaminationsgefahr der verklebten Schichten aufgrund der vorliegenden Schubspannung bewertet werden.

Naik et al. [108] stellten eine Studie zu gewebten Faserverbundwerkstoffen vor. Dabei wurden dünne gewebte Platten aus E-Glas und einer Epoxidharz-Matrix ballistisch mit ca. 200 m/s belastet und die Ergebnisse mit einem analytischen Modell verglichen. Das analytische Modell beschreibt die Energieaufnahme und die Region der Schädigung von Gewebe und Matrix parametrisiert abhängig vom geometrischen Aufbau der gewebten Struktur. In [107] stellten Naik et al. experimentelle Untersuchungen von unverstärktem Epoxidharz-Matrixmaterial auf einem Split-Hopkinson-Pressure-Bar unter dynamischer Druckbeanspruchung vor. Dabei konnten sie eine ausgeprägte Dehnratenabhängigkeit ermitteln. Sowohl Steifigkeit als auch Festigkeit des Matrixmaterials stiegen signifikant mit steigender Dehnraten.

Pothis et al. [121] entwickelten die Methode von Naik et al. weiter. Dabei wurden die dynamischen Druckversuche von Epoxidharz-Matrixmaterial auf einem Split-Hopkinson-Pressure-Bar mit einer radialen Verdämmung der Versuchsprobe durchgeführt. Die zylindrische Probe konnte sich dabei nicht radial ausdehnen. Dies entspricht einer Situation, bei der ein lokaler Impact auf ein ausgedehntes Bauteil erfolgt. Als Beanspruchungszustand liegt nicht eine uniaxiale Spannung sondern eine uniaxiale Dehnung vor. Pothis et al. konnten

zeigen, dass der Widerstandsgrad des Werkstoffs unter uniaxialem Dehnungszustand im Vergleich zum uniaxialen Spannungszustand steigt.

Kolopp et al. [85] machten experimentelle Untersuchungen zu Sandwich-Bauteilen als Schutz gegen ballistische Belastungen. Dabei wurden unterschiedliche Schichtaufbauten bestehend aus Aluminium AA5086 Platten, trockenem Aramid-Gewebe ohne infiltrierter Matrix und Aluminium-Honigwabenstruktur (honeycomb) untersucht. Die Schichtaufbauten wurden mit einem kugelförmigen Projektil mit einer Masse von 127 g und einem Durchmesser von 30 mm bei einer Geschwindigkeit von 130 m/s belastet. Kolopp et al. sehen einen Vorteil von trockenem Aramid-Gewebe gegenüber harzinfiltierten Geweben, weil dort eine sehr globale Lastableitung über das Gewebe erfolgen kann. Bei infiltrierten Geweben erfolgt eine Energieaufnahme und das Versagen sehr lokal.

Yuan et al. [167] studierten das Splitterversagen von glasfaserverstärkten Faserverbundwerkstoffen. Dabei untersuchten sie zwei Varianten von Verbundwerkstoffen: einen 32 Masse-% S2-Glasfaserverstärkten Werkstoff mit Polyesterharzmatrix sowie einen 50 Volumen-% E-Glasfaserverstärkten Epoxidharzverbundwerkstoff. Die Verbundwerkstoffe wurden als dicke Platten im Planar-Platten Impact Test unter einem hohen Druck belastet und die Splitterfestigkeit sowie die Splitterebene im Bauteil ermittelt. Sowohl für den Fall der uniaxialen Druckbelastung als auch für den Fall der kombinierten Schub-Druckbelastung zeigte der E-Glas-Epoxidharz-Verbundwerkstoff eine deutlich höhere Festigkeit.

8.3 Experimentelle Untersuchungen

Zur Charakterisierung des DuroProtect 5000 wurden sowohl Biege- als auch Durchstoßversuche durchgeführt. Zum FSP-Beschuss werden Ergebnisse für den Einzelschicht-Aufbau sowie den hybriden Schichtaufbau in Kombination mit Aluminium AA7020-T651 vorgestellt.

8.3.1 Drei-Punkt-Biegeversuche

Die Biegeversuche wurden auf der Universalprüfmaschine durchgeführt. Die Kraftmessdose hat einen Messbereich von 50 kN. Die Randbedingungen werden definiert durch den Auflagerabstand, den Lagerradius, den Impaktorradius sowie die Verfahrgeschwindigkeit der Biegefinne. Der Auflagerabstand ist variabel einstellbar. Der Auflagerradius wird zu 15 mm gewählt und der Impaktorradius zu 30 mm. Der Auflagerabstand beträgt 140 mm vom Zentrum der linken Lagerung zum Zentrum der rechten Lagerung. Die lichte Weite zwischen den Lagern beträgt also 110 mm.

Für die Kraftantwort sind die Materialelastizität sowie die Struktursteifigkeit ausschlaggebend. Die Struktursteifigkeit ist abhängig von Dicke und Breite der Biegeprobe. Die Breite geht dabei linear in die gemessene Kraft ein, die Dicke der Biegeprobe in der dritten Potenz. Die maximale Belastung entsteht in den Randbereichen des Verbundes. Der Betrag maximaler Zugspannung entsteht auf der dem Impaktor gegenüberliegenden Seite, der Betrag maximaler Druckspannung auf der Oberseite der Biegeprobe. Hier sind auch die Dehnungen sowie die Dehnrate maximal.

Mehr noch als für homogene Materialien ist es für ein glasfaserverstärktes Material wichtig, dass die Probe im Versuch ausreichend große geometrische Dimensionen aufweist. Dabei muss ein repräsentativ großer Bereich des wiederkehrenden Gewebemusters auf der Probe abgebildet werden. Andernfalls muss mit einem starken Randeinfluss gerechnet werden, was die Versuchsergebnisse negativ beeinflusst. Bei einer Größe der Einheitszelle von mehr als 10 mm ergab sich eine Probenbreite von 40 mm, um mindestens drei unbeschädigte repräsentative Einheitszellen auf der Probe abzubilden. In gleicher Weise müssen ausreichend viele Lagen des Laminataufbaus über der Dicke gestapelt sein. Mit einer Dicke von 10 mm wurden mindestens 20 Lagen geschichtet.

Zur Beschreibung der Anisotropie des Werkstoffs ist es notwendig, Versuche mit Proben durchzuführen, welche in unterschiedlicher Orientierung aus den Platten entnommen wurden. Zur korrekten Modellierung müssen dazu die Hauptrichtungen gewählt werden. Die Hauptrichtungen sind die Richtungen, in denen die Steifigkeiten des Bauteils minimal und maximal sind. Für den vorliegenden biaxialen Gewebeaufbau sind dies die Richtungen unter einem Winkel von 0° , 90° und 45° .



Abbildung 8.2 DuroProtect 5000 - Biegeversuche: Entnahme der Biegeproben aus der Musterplatte in unterschiedlicher Orientierung (a), Durchführung der Drei-Punkt-Biegeversuche mit deformierter Biegeprobe (b), deformierte Biegeproben mit Versagen nach der Versuchsdurchführung im Vergleich (c). Die ursprünglichen Plattenabmessungen entsprechen einem DIN A4 Format mit einer Dicke von 10 mm.

Für die Biegeversuche stand eine Musterplatte im DIN A4 Format zur Verfügung. Daraus wurden die Biegeproben entsprechend der zuvor formulierten Anforderungen entnommen. Die Entnahme ist in Abbildung 8.2 (a) dargestellt. Die Biegeproben wurden auf einer möglichst reibungsfrei gelagerten Vorrichtung aufgelegt und mit einem Biegeimpaktor quasistatisch belastet. Die verschiebungsgesteuerte Verfahrensgeschwindigkeit der Traverse

betrug 0.1 mm/s. Die deformierte Probe während der Versuchsdurchführung ist aus Abbildung 8.2 (b) erkennbar. Die deformierten Proben mit Bruch werden in Abbildung 8.2 (c) dargestellt.

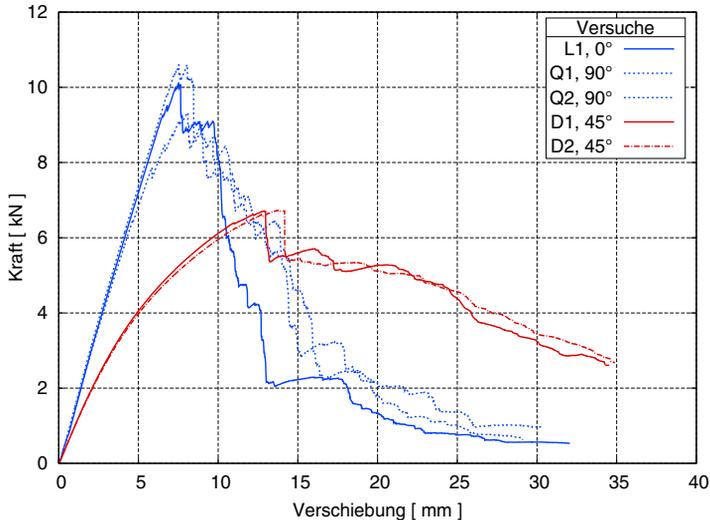


Abbildung 8.3 DuroProtect 5000 - Drei-Punkt-Biegeversuche, Kraft-Weg-Diagramm

Es ist erkennbar, dass die Proben unter einer Orientierung von 0° und 90° Faserbruch zeigen. Dies wird auch im Kraftsignal deutlich, welches Abbildung 8.3 darstellt. Dort ist ein spontaner Kraftabfall zu sehen, welcher einem Faserbruch zugeordnet werden kann. Zusätzlich ist eine Schädigung rund um den Bereich der Belastung zu sehen. Hier hat die Matrix versagt. Im Druckbereich auf der Oberseite der Biegeprobe ist es außerdem zu Faserversagen aufgrund von Ausknicken der Fasern unter Druck gekommen.

Die Proben unter einer Orientierung von 45° zeigen keinen deutlichen Faserbruch. Stattdessen ist ein X-förmiges Muster erkennbar. Dies entspricht dem Verlauf der Fasern in der Probe. Entlang der Faserorientierung ist es zu deutlicher Matrixschädigung, zur Ablösung der Faser vom Matrixmaterial sowie lokal zu Matrixversagen gekommen. Auch hier tritt Faserversagen aufgrund von Knicken auf der Oberseite der Biegeprobe im druckbeanspruchten Bereich auf. Das Kraftsignal zeigt keinen signifikanten Kraftabfall, was bestätigt, dass kein vordergründiges Faserversagen im zugbeanspruchten Bereich aufgetreten ist.

Die Anisotropie des Biaxialgewebes ist sehr ausgeprägt und dies im Kraftsignal deutlich erkennbar. Die Proben orientiert in 0° (L1) sowie 90° (Q1, Q2) zeigen entsprechend dem biaxialen Aufbau das identische Verhalten. Unter einer Orientierung von 45° (D1, D2) wird die minimale Steifigkeit erwartet.

8.3.2 Durchstoßversuche

Die Durchstoßversuche wurden mit der bereits in Abschnitt 6.3.3 beschriebenen Versuchskonfiguration durchgeführt. Die Proben wurden vom Hersteller Röchling Engineering Plastics speziell hergestellt und geliefert. Sie haben eine Dicke von 4 mm und einen Durchmesser von 60 mm.

Das DuroProtect 5000 wurde in gleicher Weise wie zuvor die Aluminiumlegierung und das Polycarbonat unter drei Geschwindigkeiten sowie zwei Temperaturen geprüft. Die quasistatische Geschwindigkeit betrug 10 mm/min und die zwei dynamischen Belastungsgeschwindigkeiten entsprechend 1 m/s und 4 m/s bei einer Impaktormasse von 30 kg. Auch hier soll das dehnratenabhängige Verhalten des Werkstoffs bewertet werden. Um die Temperaturabhängigkeit des Werkstoffs zu ermitteln wurden zusätzlich zwei Temperaturen bei einer Geschwindigkeit von 4 m/s eingestellt. Diese wurden entsprechend der Untersuchungen zu Polycarbonat zu +42°C und -32°C gewählt.

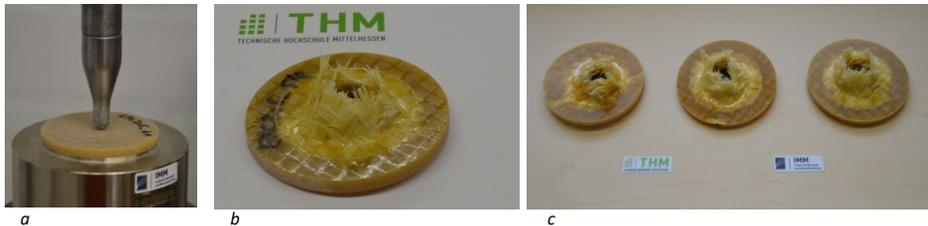


Abbildung 8.4 DuroProtect 5000 - Durchstoßversuche: Probe vor der Versuchsdurchführung (a), Probe nach der Versuchsdurchführung im Detail (b) sowie im Vergleich (c). Der initiale Durchmesser der Proben beträgt 60 mm.

In Abbildung 8.4 (a) ist erkennbar, wie die Last im Durchstoßversuch aufgebracht wurde. Die Proben wurden bis zum vollständigen lokalen Versagen der Faser-Matrix-Struktur belastet. Die Schädigung der Matrix reicht nicht bis zum Rand, was auf eine ausreichend große geometrische Dimensionierung der Proben hindeutet, siehe Abbildung 8.4 (b) und (c).

In Abbildung 8.5 ist der Kraft-Weg-Verlauf der Versuche bei drei Belastungsgeschwindigkeiten unter Raumtemperaturbedingungen sowie in Abbildung 8.6 der Kraft-Weg-Verlauf der Versuche bei einer dynamischen Belastungsgeschwindigkeit von 4 m/s unter dem Einfluss von drei Temperaturen erkennbar. Die Versuche bei Raumtemperatur zeigen, dass unter einer Belastungsgeschwindigkeit von 1 m/s nicht ausreichend viel Energie zur Verfügung steht, um Versagen zu erreichen. Stattdessen sind plastische Dehnungen nach der Rückverformung vorhanden. Quasistatisch kann ein Versagen erfolgen, ebenso wie bei einer dynamischen Belastung unter 4 m/s. Allerdings unterscheiden sich die Lastfälle deutlich im Kraftmaximum. So erfolgt unter dynamischer Last fast eine Verdoppelung der Versagenslast. Der Anfangsanstieg sowie die Bruchdeformation bleiben unter dynamischer

Belastung gleich. Eine wesentliche Versprödung und ein Verlust der Duktilität sind nicht zu beobachten. Für den Einsatz als Material im Schutzaufbau sind diese Eigenschaften als positiv zu bewerten.

Unter Temperatureinfluss zeigt das Material DuroProtect 5000 ein nahezu unverändertes Verhalten. Das Epoxidharz-Matrixsystem ist sehr temperaturunempfindlich, ebenso wie die Glasfaser. Eine Reduzierung der Steifigkeit oder der Festigkeit unter Temperatureinfluss kann nicht beobachtet werden.

8.3.3 FSP-Beschussversuche

Die FSP-Beschussversuche wurden mit dem in Abschnitt 4.2 beschriebenen Versuchsaufbau durchgeführt.

Die Materialproben haben eine Dicke von 27 mm. Dies entspricht einem Flächengewicht von Aluminium mit einer Dicke von 20 mm. Es wird also eine dem Aluminium in 20 mm Dicke äquivalente ballistische Leistung erwartet.

Auch für dieses Material wurde in einem ersten Schritt die Einzelperformance des Werkstoffs sowie die Streuung ermittelt. Es wurde jeweils ein FSP auf drei Versuchsmuster geschossen und die Austrittsgeschwindigkeit und das Kraftsignal gemessen. Wie aus Abbildung 8.7 hervorgeht, liegt die Austrittsgeschwindigkeit etwa 60 m/s über den Werten für Aluminium bei gleichem Flächengewicht. Damit zeigt das DuroProtect 5000 eine bessere Einzelperformance als der Thermoplast Makrolon GP. Die Streuung liegt im erwarteten Bereich von 10%.

Das Kraftsignal ist insgesamt reproduzierbar. Dies geht aus Abbildung 8.9 hervor. Auch hier korreliert die Austrittsgeschwindigkeit nicht mit dem maximalen Wert im Kraftsignal, wie dies zuvor auch schon beobachtet wurde.

In Abbildung 8.8 werden die Versuchsmuster nach dem Beschuss dargestellt. Ein deutliches Durchschussloch ist erkennbar. Das FSP hat die Fasern durchschlagen und das Matrixmaterial ausgeräumt. Eine Schädigung der Matrix über den Ort des FSP-Durchschusses hinaus ist sichtbar. Allerdings reicht dieser Bereich nicht bis an den Rand. Dort ist keine Delamination oder Auflösung der Struktur erkennbar. Dies ist ein Hinweis darauf, dass die Eigenverdämmung des Materials ausreichend ist. Die geometrischen Abmessungen des Versuchsmusters wurden ausreichend dimensioniert. Für das Bilden einer Kaverne und der Bedarf einer zusätzlichen lateralen Verämmung, wie dies beim Polycarbonat Makrolon GP geschlussfolgert wurde, gibt es an dieser Stelle keine Anzeichen.

Der hybride Aufbau mit Aluminium wurde hier in den gleichen Varianten durchgeführt wie für das Makrolon GP. Die erste Variante ist mit einer 10 mm Aluminiumplatte auf der Rückseite des DuroProtect 5000 versehen. Die zweite Variante teilt die 10 mm Alu-

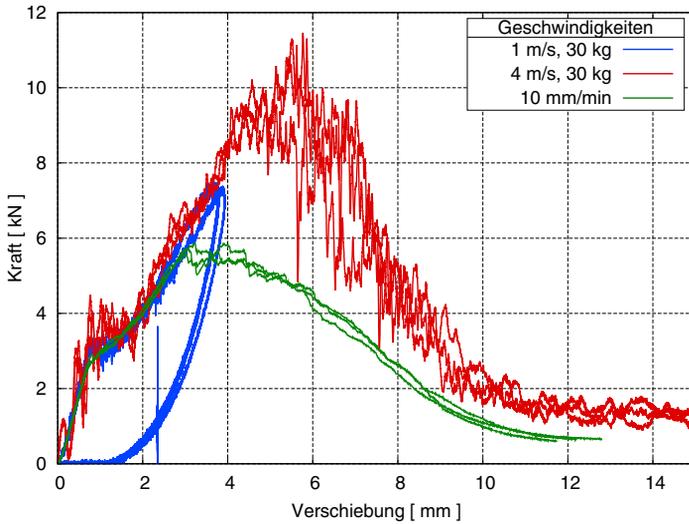


Abbildung 8.5 DuroProtect 5000 - Durchstoßversuche: Kraft-Weg-Diagramm für Untersuchungen bei Raumtemperatur und drei Geschwindigkeiten.

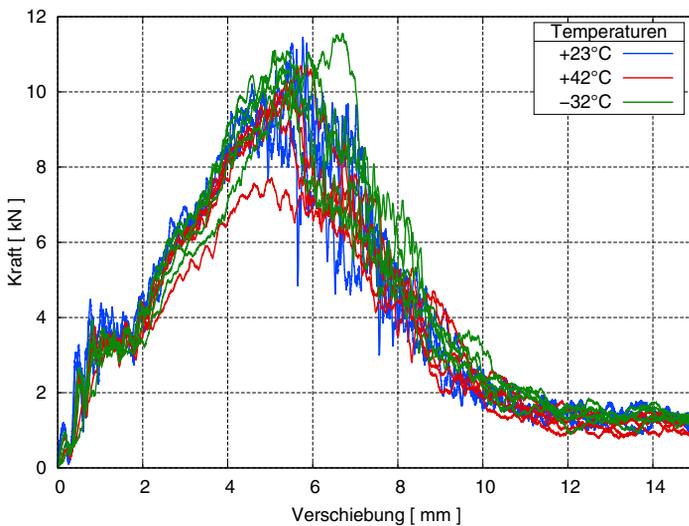


Abbildung 8.6 DuroProtect 5000 - Durchstoßversuche: Kraft-Weg-Diagramm für Untersuchungen bei einer Geschwindigkeit von 4 m/s und drei unterschiedlichen Temperaturen.

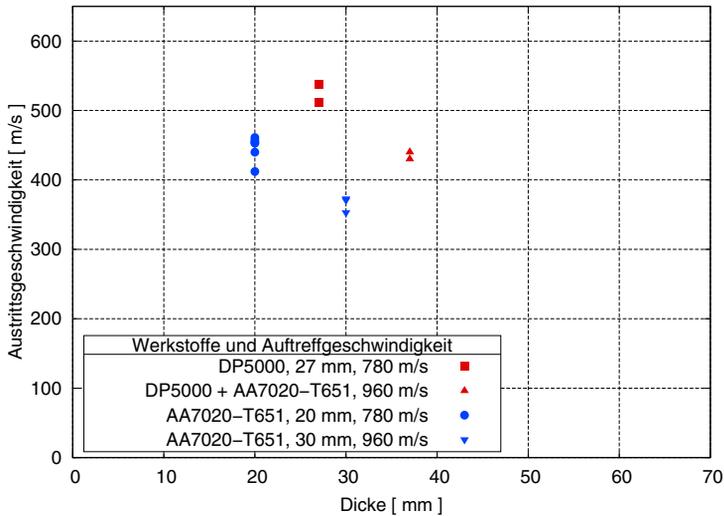


Abbildung 8.7 DuroProtect 5000 - Austrittsgeschwindigkeit als Funktion der Plattendicke.

miniumplatte auf, sodass jeweils 5 mm auf der Vorder- und auf der Rückseite positioniert werden.

Aus Abbildung 8.7 wird deutlich, dass die Performance von Aluminium 7020-T651 bei gleichem Flächengewicht nicht erreicht wird, jedoch zeigt das DuroProtect 5000 eine deutlich bessere Performance als das Makrolon GP. Hier wurde die Performance gegenüber dem Einzelschicht-Aufbau deutlich gesteigert, wie aus Abschnitt 9 hervor geht.

Ein Unterschied der beiden hybriden Aufbauten auf Basis der Austrittsgeschwindigkeit kann hier ebenso wenig beobachtet werden wie im Fall des Makrolon GP. Vergleichbar mit dem Makrolon GP weist auch hier das Kraftsignal der Variante mit 10 mm Aluminium auf der Rückseite ein höheres Kraftmaximum auf.

Die Kraftmessdose hinterlässt auf den Versuchsmustern einen Abdruck, siehe Abbildung 8.8. So bildet sich der Innendurchmesser der Kraftmessdose auf der Rückseite des Schutzaufbaus deutlich ab. Bei den mit Aluminiumplatten versehenen Varianten wird deutlich, dass der Versuchsaufbau unter Einsatz der Kraftmessdose die Versuchsergebnisse negativ beeinflusst. Die Voraussetzung, dass die eingesetzte Kraftmessdose nur eine Stützkraft an der Rückseite des Versuchsaufbaus misst, aber den Aufbau nicht beeinflusst, wird hier nicht mehr erfüllt. Der Bereich, in dem sich eine Beule im Aluminium ausbilden kann und so Energie großflächig durch plastische Deformation aufgenommen werden kann, wird durch den Innendurchmesser der Kraftmessdose so stark eingeschränkt, dass stattdessen ein

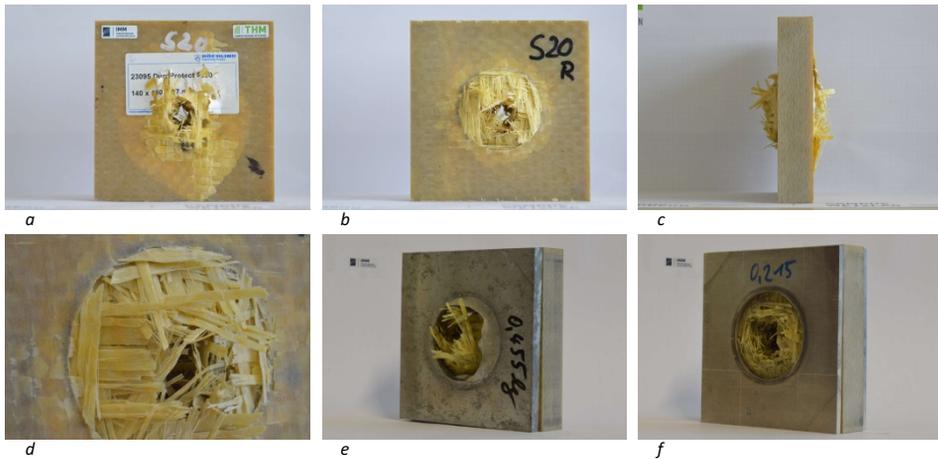


Abbildung 8.8 DuroProtect 5000 - Versuchsmuster nach dem FSP-Beschuss: Schutzplatten-Dicke 27 mm, Vorderseite (a), Rückseite (b) und Seitenansicht (c), Rückseite im Detail (d), Versuchsmuster mit 10 mm Aluminium-Backing auf der Rückseite nach dem Beschuss (e), Versuchsmuster mit 5mm Aluminium-Backing jeweils auf der Vorder- und auf der Rückseite nach dem Beschuss (f). Das Versuchsmuster weist Abmessungen von 140 x 140 mm auf.

sprödes Versagen unter starker Schubbeanspruchung auftritt. Dies ist zur abschließenden Bewertung des Schutzaufbaus ungeeignet.

8.4 Numerische Untersuchungen

Für den duroplastischen Werkstoff DuroProtect 5000 wurden die beschriebenen Dreipunktbiegeversuche, Durchstoßversuche und FSP-Beschussversuche durchgeführt. Um den Werkstoff in der Simulation korrekt zu beschreiben, müssen die elastische Anisotropie sowie das Versagen charakterisiert werden. Es wird postuliert, dass richtungsabhängiges Versagen direkt nach der elastischen Deformation ohne permanente Verformung auftritt.

Tabelle 8.2 DuroProtect 5000 - Eigenschaften der Reinkomponenten vor der Homogenisierung

	ρ [g/cm ³]	E [MPa]	ν [-]	f [Masse-%]
Epoxidharz	1.20	3200	0.35	21
E-Glasfaser	2.53	71000	0.18	79

Um den Werkstoff numerisch zu modellieren, wird dieser als eine Mischung seiner Komponenten beschrieben. Dazu werden die Eigenschaften der Reinkomponenten der Lite-

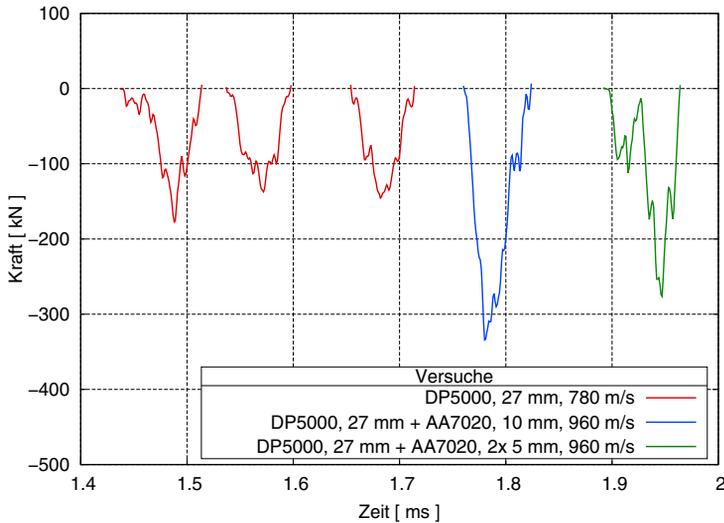


Abbildung 8.9 DuroProtect 5000 - FSP-Beschussversuche: Kraft-Signale für Einzelschicht- sowie Mehrschicht-Schutzaufbauten

ratur entnommen und mit Hilfe der Homogenisierung nach Mori-Tanaka [105] verknüpft. Anschließend wird eine unidirektionale Schicht gebildet. Diese wird entsprechend der Laminattheorie biaxial gestapelt. Daraus ergibt sich schließlich das Verhalten des Gesamtverbundes. Das Modell für den Gesamtverbund soll die durchgeführten Versuche abbilden können.

Der massebezogene Faseranteil des Werkstoffs beträgt nominell 70 Masse-%. Setzt man jedoch die Dichte von Glas als Werkstoff der Faser sowie die Dichte der Epoxidharzmatrix als bekannt voraus und wiegt eine Probe mit geometrisch bekannten Abmessungen, so lässt sich der Faseranteil in dieser Probe genauer ermitteln. Er liegt in den geprüften Proben bei 79 Masse-%. Damit ergibt sich eine Dichte des Verbundwerkstoffs von 2.05 g/cm^3 .

Der E-Modul von Glas ist mit 71 GPa bekannt. Die Zusammensetzung der Epoxidharzmatrix ist unbekannt, daher kommt eine große Bandbreite an Elastizitätswerten in Frage. Nach mehreren Iterationen, in denen der E-Modul der Matrix variiert und der Gesamtverbundwerkstoff in der Simulation mit den Ergebnissen der Biegeversuche verglichen wurde, konnte der E-Modul der Matrix auf 3200 MPa festgelegt werden.

Im ersten Schritt wird ein unidirektionaler Verbund (UD) angenommen. Um den UD-Verbund zu erstellen, wird ein Längen-zu-Durchmesserverhältnis der Endlosfasern von

Tabelle 8.3 DuroProtect 5000 - Werkstoffeigenschaften für den UD-Verbund nach Anwendung der Mori-Tanaka-Homogenisierung [105] in MPa

E_1	E_2	E_3
46674.1	11700.9	11700.9
G_1	G_2	G_3
4627.7	4627.7	4083.2
$\nu_{12} = \nu_{13}$	$\nu_{21} = \nu_{31}$	$\nu_{23} = \nu_{32}$
0.232	0.058	0.058

$l/d > 1000$ angenommen. Die Eigenschaften dieser UD-Einzelschicht sind in Tabelle 8.3 zusammengestellt. Daraus ergibt sich ein Elastizitätstensor \mathbf{C}^{UD} mit

$$\mathbf{C}^{\text{UD}} = \begin{pmatrix} 49007.6 & 5026.9 & 5026.9 & 0 & 0 & 0 \\ & 14912.7 & 6706.0 & 0 & 0 & 0 \\ & & 14912.7 & 0 & 0 & 0 \\ & & & 4627.7 & 0 & 0 \\ & & & & 4627.7 & 0 \\ \text{sym.} & & & & & 4083.2 \end{pmatrix} \text{MPa.} \quad (8.1)$$

Um den biaxialen Verbund zu erstellen, wird die erzeugte UD-Einzelschicht biaxial gestapelt. Dabei kommt die Laminattheorie zum Einsatz, siehe Schürmann [142]. Daraus ergibt sich schließlich die Laminatelastizitätsmatrix \mathbf{C}^{biax} entsprechend Darstellung 8.2 für den Verbund sowie die richtungsabhängigen Elastizitäten wie sie Tabelle 8.4 zusammenfasst.

$$\mathbf{C}^{\text{biax}} = \begin{pmatrix} 31960.1 & 5027.3 & 5886.7 & 0 & 0 & 0 \\ & 31960.1 & 5886.7 & 0 & 0 & 0 \\ & & 14912.0 & 0 & 0 & 0 \\ & & & 4628.0 & 0 & 0 \\ & & & & 4355.5 & 0 \\ \text{sym.} & & & & & 4355.5 \end{pmatrix} \text{MPa} \quad (8.2)$$

Die Materialparameter kommen in einem orthotrop elastischen Materialmodell ohne Versagen zum Einsatz. Mit den durchgeführten Biegeversuchen kann die Gültigkeit des verwendeten Materialmodells überprüft werden. Dazu werden die Biegeversuche entsprechend ihrer geometrischen Randbedingungen in der Simulation abgebildet und das erstellte

Tabelle 8.4 DuroProtect 5000 - Werkstoffeigenschaften für den Biaxialverbund nach Anwendung der Laminattheorie in MPa

E_1	E_2	E_3
29389.7	29389.7	13038.2
G_1	G_2	G_3
4628.0	4355.5	4355.5
$\nu_{12} = \nu_{21}$	$\nu_{13} = \nu_{23}$	$\nu_{31} = \nu_{32}$
0.091	0.159	0.159

Materialmodell angewendet. In Abbildung 8.10 sind die Kraft-Weg-Verläufe aus den Versuchen im Vergleich zur Simulation dargestellt. Die Anfangssteifigkeit wird dabei sehr gut wiedergegeben.

Tabelle 8.5 DuroProtect 5000 - Festigkeiten abhängig von der Belastungsart sowie der Belastungsrichtung

	X_c [MPa]	X_t [MPa]	Y_c [MPa]	Y_t [MPa]	S_L [MPa]
Herstellerangaben	750	590	470	406	55
Red. Schubfestigkeit	750	590	470	406	40

Das Versagen soll nun über ein erweitertes Materialmodell angepasst werden. Dieses unterscheidet zwischen Versagen der Faser und der Matrix jeweils auf Zug, Druck oder Schub.

Der Hersteller hat die richtungsabhängigen Festigkeiten experimentell ermittelt und entsprechend Tabelle 8.5 zur Verfügung gestellt. Jedoch wurden die hier gezeigten Versuchsergebnisse damit überschätzt. Um die Versuche gut wiederzugeben war es notwendig, die Schubfestigkeit von 55 MPa auf 40 MPa zu reduzieren. Die Simulationsergebnisse für den FSP-Einzelschicht-Beschussversuch gehen aus Abbildung 8.12 hervor.

Die Austrittsgeschwindigkeit im Versuch wird in der Simulation mit guter Genauigkeit erreicht. Abbildung 8.13 zeigt das deformierte Simulationsmodell. Es ist erkennbar, dass der FSP nur gering deformiert wird. Es entsteht eine lokale Penetration des Versuchsmusters. Dies deckt sich mit den Beobachtungen in den Hochgeschwindigkeitsaufnahmen.

Die Penetration, welche sehr lokal beschränkt auftritt, ist auch aus Abbildung 8.14 ersichtlich. Dort werden Elemente mit geschädigtem Matrixmaterial rot dargestellt. Blau dargestellte Elemente sind ungeschädigt. Die biaxialen Eigenschaften des Werkstoffs im Simulationsmodell werden deutlich. Da jedoch das FSP-Geschoss nicht rotationssym-

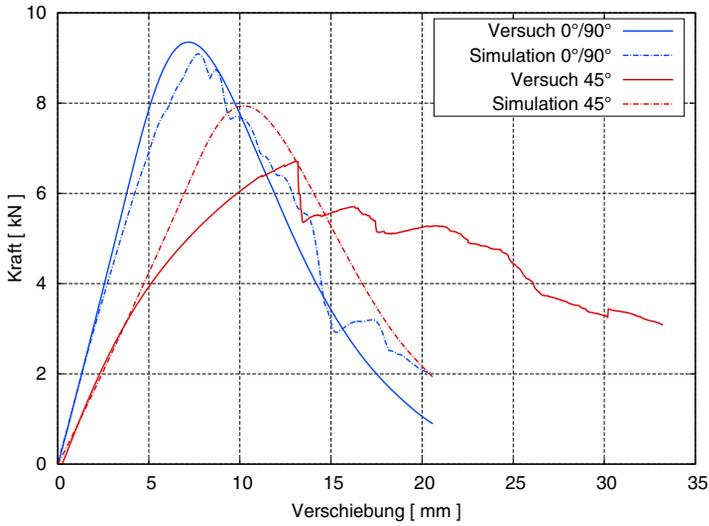


Abbildung 8.10 DuroProtect 5000 - Vergleich der Versuchskurven mit den Simulationskurven im Biegeversuch.

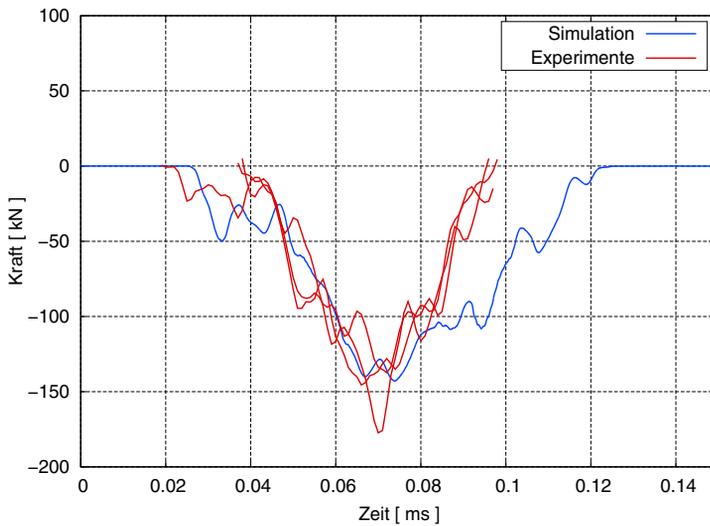


Abbildung 8.11 DuroProtect 5000 - Kraftmessung im Vergleich zwischen Versuch und Simulation.

metrisch ist, erfolgt die Deformation des FSP sowie des Versuchsmusters nicht in beide Hauptrichtungen gleich. Beide Darstellungen sind nicht der Endzustand, sondern zeigen einen Zwischenzustand. Das FSP verlässt das Versuchsmuster mit einer gewissen Austrittsgeschwindigkeit.

Wie auch bei den anderen Werkstoffen wird eine Studie zum Verhalten im hybriden Schichtaufbau durchgeführt. Dabei werden die Plattendicke sowie die Impactgeschwindigkeit variiert und der Schutz anhand der in der Simulation ermittelten Austrittsgeschwindigkeit bewertet.

In Abbildung 8.15 sind die Ergebnisse dargestellt. Die Versuchspunkte fügen sich dabei gut zwischen die Simulationspunkte ein. Auch hier kann ein Ansatz nach LJ an die Simulationspunkte angepasst werden. Da die Grenzggeschwindigkeiten v_{50} für die verschiedenen Dicken sowie weitere Versuchspunkte nicht vorhanden sind, kann der Fit mit dem LJ-Ansatz nur anhand der Simulationsergebnisse erfolgen. In Tabelle 8.6 sind die verwendeten Parameter zusammengefasst.

Tabelle 8.6 DuroProtect 5000 - Parameter für LJ-Ansatz

Plattendicke	20 mm	30 mm	40 mm	60 mm
v_{50} [m/s]	350	380	410	440
a	0.85	0.60	0.45	0.30
p	2.00	2.00	2.00	2.00

Die Simulationsergebnisse der hybriden Varianten im Vergleich zu den Versuchsergebnissen zeigen Abbildungen 8.16 und 8.18. Dabei kann das Zusammenwirken des Aluminium-Materialmodells mit dem für DuroProtect 5000 bewertet werden. Für den Schichtaufbau, bei dem das Projektil zuerst in den Verbundwerkstoff eindringt und dieser von einer 10 mm dicken Aluminium-Platte abgestützt wird, wird die im Versuch ausgewertete Austrittsgeschwindigkeit sehr gut erreicht. Auch das Kraftsignal stimmt bezogen auf den Anfangsanstieg und das Kraftmaximum gut mit den Versuchskurven überein.

Für den zweiten Schichtaufbau wird die Austrittsgeschwindigkeit mit einer Genauigkeit von 10% erreicht. Das Kraftsignal der Simulation stimmt nicht mit den Versuchsergebnissen überein. In der Simulation ist ein starker, sprunghafter Anstieg zu erkennen. Dieser resultiert aus der zuerst penetrierten Aluminium-Platte auf der Vorderseite des Verbundwerkstoffs. Die Aluminium-Platte wird dabei sehr ausgeprägt durch den Verbundwerkstoff sowie die auf der Rückseite angeordnete Platte abgestützt.

Das Deformationsverhalten der Versuchsmuster in der Simulation weicht von den Versuchsergebnissen ab. So erfolgt im Versuch eine größere Durchbiegung auf der Rückseite, die Beule ist in beiden Fällen stärker ausgeprägt, als in der Simulation. Da sowohl die Simulationsergebnisse für das Aluminium, als auch für den Verbundwerkstoff DuroProtect 5000

alleinstehend gut mit den Versuchen übereingestimmt haben, bedarf das Zusammenwirken der beiden Werkstoffe in den hybriden Aufbauten weiterer Untersuchungen.

Ein Grund für die schlechte Abbildung der Versuche in der Simulation könnte sein, dass das Verhalten des Verbundwerkstoffs unter hoher Dehnrate und hohem Druck falsch beschrieben ist. Es ist lediglich ein anisotropes, linear elastisches Modell ohne Dehnratenverfestigung verfügbar, welches auch verwendet wurde. Stattdessen zeigen Untersuchungen von Anderson et al. [4] und Vignjevic et al. [159], dass Verbundwerkstoffe unter hohen Druckbelastungen anders beschrieben werden müssen.

Anderson et al. verwenden dabei eine Beschreibung der skalaren Größe Druck p , in die auch deviatorische Deformationen berücksichtigt werden. Vignjevic et al. stellen einen Ansatz vor, der eine Plastizität des Werkstoffs postuliert und auf dieser Art und Weise eine andere Energieaufnahme zeigt.

Basierend auf den Untersuchungen von Naik et al. [107] kann davon ausgegangen werden, dass die Epoxidharz-Matrix stark dehnratenabhängig ist. Dabei nehmen sowohl die Steifigkeit als auch die Festigkeit unter hohen Dehnraten signifikant zu. Diese Effekte kann das verwendete Materialmodell nicht berücksichtigen.

Insgesamt konnte eine erfolgreiche Modellierung für einen Verbundwerkstoff gezeigt werden. Dazu wurden Drei-Punkt-Biegeversuche durchgeführt, um die Anisotropie zu charakterisieren. Mit Hilfe der vom Hersteller bereitgestellten Festigkeitskennwerten konnte der Werkstoff im Einzelschichtaufbau unter ballistischer Belastung abgebildet werden. In Kombination mit einer Aluminium-Legierung zeigen sich Einschränkungen. Die Austrittsgeschwindigkeit kann verlässlich prognostiziert werden. Das Deformationsverhalten des Versuchsmusters sowie das im Versuch gemessene Kraftsignal konnten in der Simulation jedoch nicht gut wiedergegeben werden.

Zur besseren Bewertung der Allgemeingültigkeit der Modelle sind weitergehende Versuche unter ballistischer Belastung notwendig. Diese sind Gegenstand zukünftiger Forschungsarbeiten.

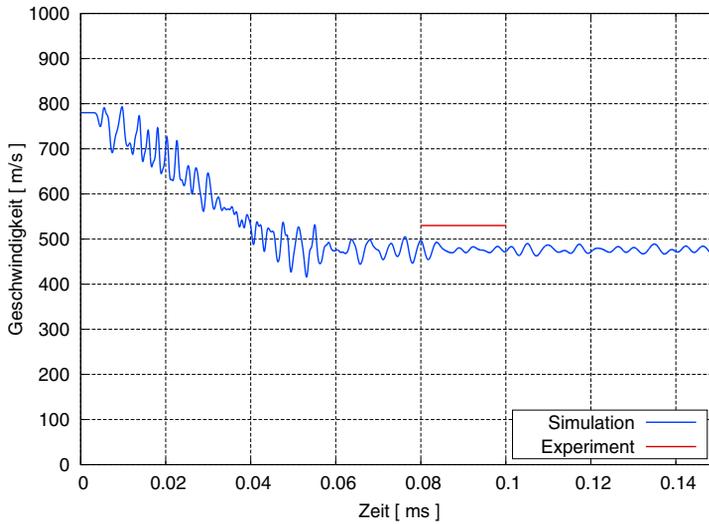


Abbildung 8.12 DuroProtect 5000 - Darstellung des Geschwindigkeitsverlaufs aus der Simulation im Vergleich zur im Mittel experimentell gemessenen Austrittsgeschwindigkeit für den Einzelschichtaufbau.

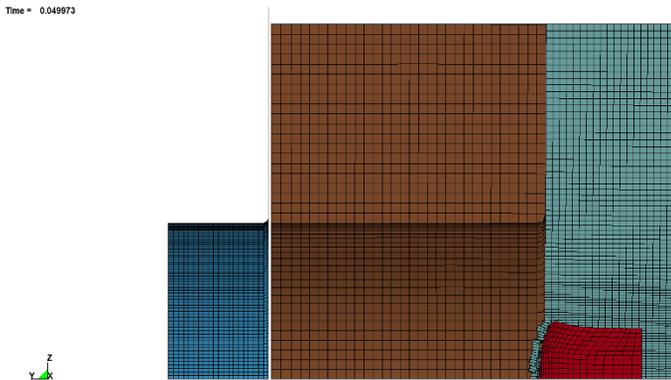


Abbildung 8.13 DuroProtect 5000 - Darstellung der deformierten Konfiguration im Simulationmodell.

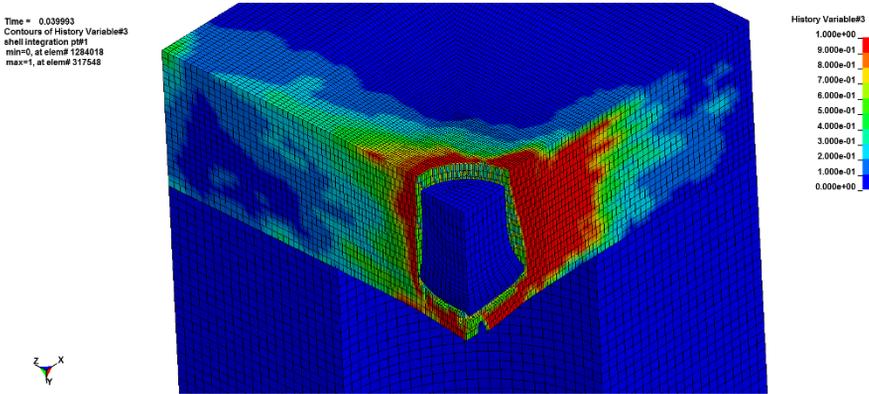


Abbildung 8.14 DuroProtect 5000 - Darstellung der Matrixschädigung im Simulationmodell.

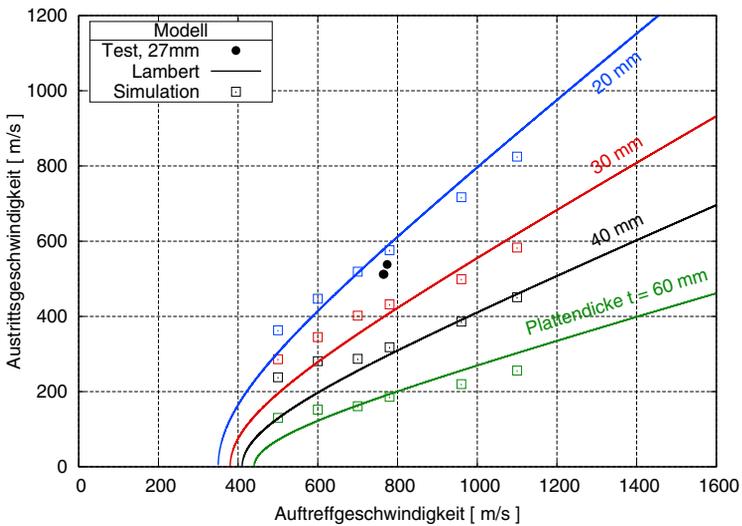


Abbildung 8.15 DuroProtect 5000 - Studie zu unterschiedlichen Plattendicken und Auftreffgeschwindigkeiten.

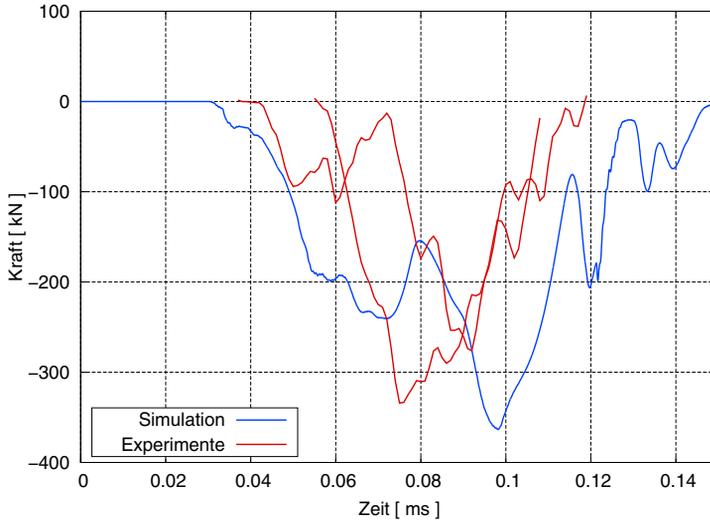


Abbildung 8.16 DuroProtect 5000 - Kraftmessung im Vergleich zwischen Versuch und Simulation für den hybriden Aufbau mit 10 mm AA7020-T651.

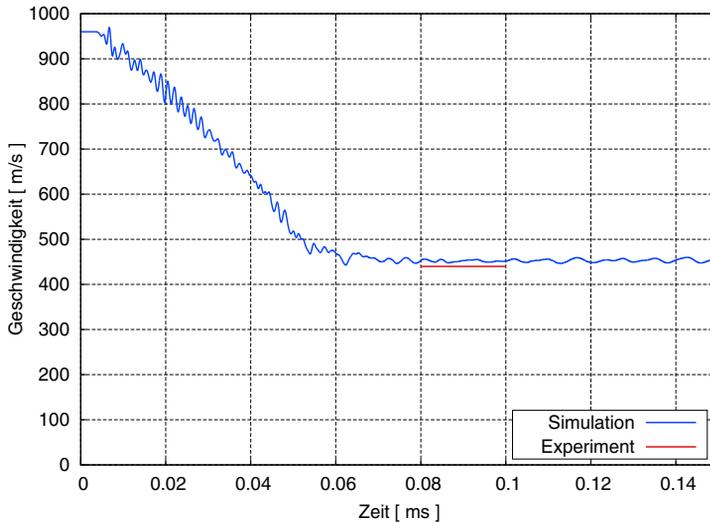


Abbildung 8.17 DuroProtect 5000 - Darstellung des Geschwindigkeitsverlaufs aus der Simulation im Vergleich zur im Mittel experimentell gemessenen Austrittsgeschwindigkeit für den hybriden Aufbau mit 10 mm AA7020-T651.

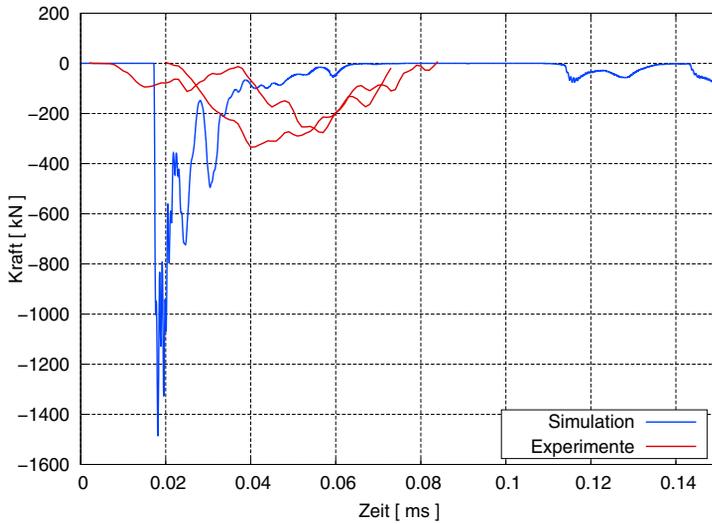


Abbildung 8.18 DuroProtect 5000 - Kraftmessung im Vergleich zwischen Versuch und Simulation für den hybriden Aufbau mit 2x5 mm AA7020-T651.

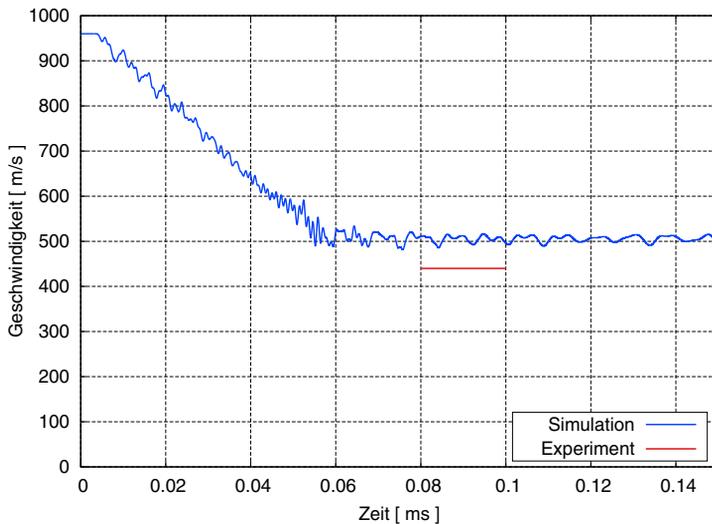


Abbildung 8.19 DuroProtect 5000 - Darstellung des Geschwindigkeitsverlaufs aus der Simulation im Vergleich zur im Mittel experimentell gemessenen Austrittsgeschwindigkeit für den hybriden Aufbau mit 2x5 mm AA7020-T651.

9 Vergleich der Werkstoffe unter FSP-Beschuss

Um die verschiedenen Werkstoffe mit ihren grundsätzlich unterschiedlichen Materialeigenschaften und mikroskopischen Strukturen zu vergleichen, muss eine geeignete Kenngröße entwickelt werden. Dabei ist es entscheidend, dass jeder Parameter kennzeichnend für einen wichtigen Einflussfaktor ist und dass diese Parameter unabhängig voneinander sind.

Als einzelne Parameter stehen folgende Größen zur Verfügung: die Dichte kennzeichnet den Werkstoff, die Dicke des Schutzaufbaus kennzeichnet das Bauteil. Aus beiden Parametern kann das Flächengewicht gebildet werden. Die Geschwindigkeitsabnahme im Versuch kennzeichnet die Energieaufnahme des Werkstoffs und damit die Leistungsfähigkeit des Schutzaufbaus.

Die Effektivität ϑ wird gebildet aus dem Quotienten der Geschwindigkeitsabnahme Δv des FSP und dem Flächengewicht fg mit

$$\vartheta = \frac{\Delta v}{fg} \left[\frac{m/s}{kg/m^2} \right]. \quad (9.1)$$

Dabei wird indirekt angenommen, dass die Masse des Geschosses unverändert bleibt.

Eine Darstellung der Effektivität ϑ über der Dicke oder dem Flächengewicht verdeutlichen die Leistungsfähigkeit sowohl von Einzelschicht-Schutzplatten als auch von Mehrschicht-Schutzaufbauten aus unterschiedlichen Materialien. Es handelt sich dabei nur um Versuchspunkte. Diese Darstellungen zeigen die Abbildungen 9.1 und 9.2.

Wird die Effektivität über der Dicke dargestellt, sind Werkstoffe im Vorteil die eine gute Leistung bei einer geringen Schutzplatten-Dicke zeigen. Dies ist für Stahl der Fall. Eine hohe Plattendicke ist aber kein Ausschlusskriterium, da an Fahrzeugen in der Regel ausreichend Platz nach außen ist. Im Fall eines begrenzten Bauraums oder Transport-Volumens kann diese Darstellung von Vorteil sein.

Der Panzerstahl erreicht bei einer Dicke von 8.5 mm die gleiche Leistung pro Flächengewicht wie eine 15 mm - 20 mm dicke Aluminiumplatte AA7020-T651. Der Verbundwerkstoff DuroProtect 5000 kommt sehr nah an die Leistung von 15 mm Aluminium AA7020-T651 heran. Das Polycarbonat Makrolon GP kann bei gleichem Flächengewicht

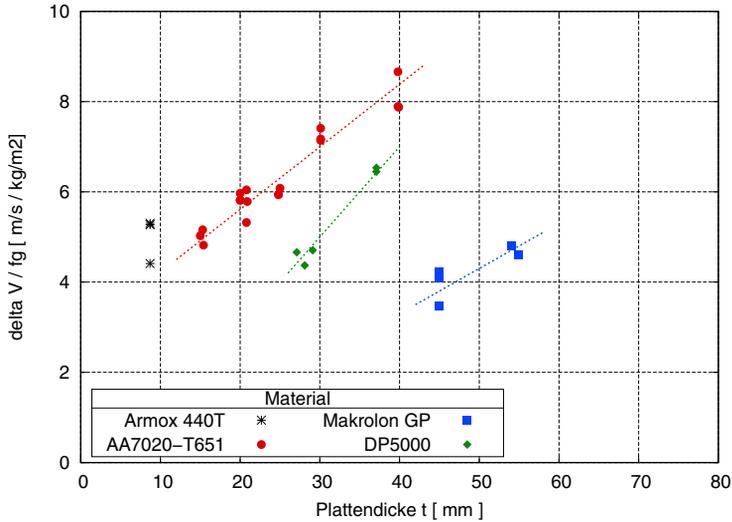


Abbildung 9.1 FSP-Beschussversuche - Effektivität ϑ der unterschiedlichen Werkstoffe und Schutzaufbauten aufgetragen über der Plattendicke im direkten Vergleich.

Tabelle 9.1 FSP-Beschussversuche - Vergleich der Werkstoffe unter Anwendung der Effektivität

Werkstoff	ArmoX 440T	AA7020- T651	AA7020- T651	Makrolon GP	DuroProtect 5000
Plattendicke [mm]	8.5	15	20	45	27
Flächengewicht [kg/m ²]	66	41	54	54	54
Effektivität ϑ [m/s / kg/m ²]	5.2	5	5.9	3.9	4.5

wie 20 mm AA7020-T651 oder 27 mm DuroProtect 5000 nicht deren Leistung bringen. Tabelle 9.1 stellt die Leistungsdaten gegenüber.

Es wird deutlich, dass der Verbundwerkstoff DuroProtect 5000 seine Leistungsfähigkeit in Kombination mit Aluminium steigert. Die Steigung der angepassten Gerade nähert sich den Leistungsdaten für Aluminium. Für das Polycarbonat Makrolon GP ist dies nicht der Fall. Auch durch den hybriden Schichtaufbau mit Aluminium kann das Polycarbonat sich dem Aluminium nicht annähern.

Für Aluminium AA7020-T651 liegen Versuchspunkte mit unterschiedlicher initialer Auftreffgeschwindigkeit zusammen. Die Effektivität ist also Geschwindigkeitsunabhängig. Für die anderen Werkstoffe kann diese Aussage nicht gemacht werden, da die Geschwindigkeit für den gleichen Aufbau nicht variiert wurde.

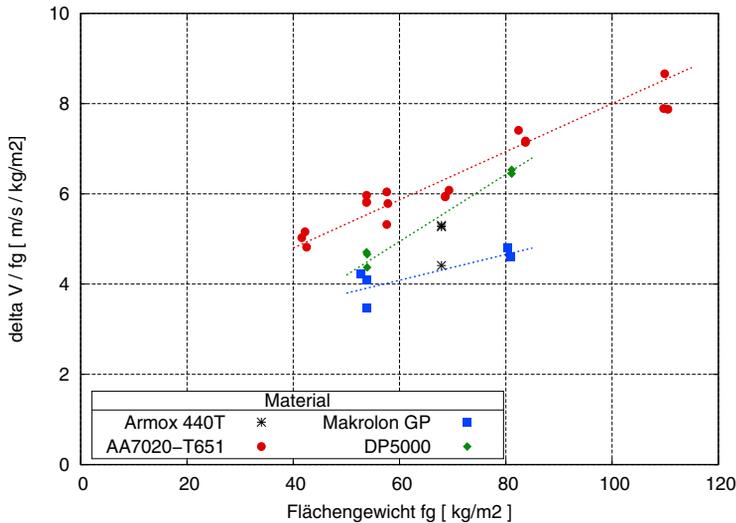


Abbildung 9.2 FSP-Beschussversuche - Effektivität ϑ der unterschiedlichen Werkstoffe und Schutzaufbauten aufgetragen über dem Flächengewicht im direkten Vergleich.

Die Darstellung der Effektivität über dem Flächengewicht eignet sich besonders für eine Auslegung, bei der es um Gewichtseinsparung und Leichtbau von Strukturen geht.

Auch hier wird deutlich, dass 15 mm - 20 mm Aluminium AA7020-T651 bei einem geringeren Flächengewicht die Leistung von Panzerstahl ArmoX 440T mit einer Dicke von 8.5 mm bringen. Der Verbundwerkstoff DuroProtect 5000 kommt sehr nah an 15 mm AA7020-T651 heran, allerdings bei einem höheren Flächengewicht. Das Makrolon GP erreicht in keinem Fall die Leistungsfähigkeit der anderen Werkstoffe und kann diese auch im hybriden Aufbau mit Aluminium nicht so stark steigern, wie DuroProtect 5000.

Es sei an dieser Stelle angemerkt, dass das Polycarbonat Makrolon GP als transparenter Werkstoff nicht direkt in Konkurrenz zu den anderen Werkstoffen steht, sondern in Verbindung mit Glas für Anwendungen attraktiv ist, die Transparenz erfordern.

Wenn ein Ersatzwerkstoff gesucht wird, der bei gleichem Flächengewicht eine möglichst hohe Effektivität erreicht und nah an Aluminium oder Stahl liegt, erfüllt der Werkstoff DuroProtect 5000 die Anforderungen am Besten.

In den einzelnen Abschnitten wurde der LJ-Ansatz zur Modellierung der Versuchs- und Simulationspunkte verwendet. Die Ansätze für die verschiedenen Materialien werden nun untereinander für ein Flächengewicht von 54 kg/m^2 verglichen. Die Werte für den Panzerstahl ArmoX 440T werden dabei approximiert, da nur Versuchspunkte für ein Flächengewicht von 66 kg/m^2 vorliegen.

In Tabelle 9.2 sind die verwendeten Parameter für den LJ-Ansatz zusammengefasst. Abbildung 9.3 stellt die Ansätze für alle vier Werkstoffe gegenüber.

Tabelle 9.2 FSP-Beschussversuche - Vergleich der Werkstoffe mit einem Flächengewicht von 54 kg/m²

Werkstoff	Armox 440T	AA7020-T651	Makrolon GP	DP5000
Plattendicke [mm]	7.0	20	45	27
v_{50} [m/s]	410	370	290	365
a	0.78	0.92	0.64	0.70
p	1.70	1.23	2.30	2.00

Die Erwartung, dass metallische Werkstoffe bei gleichem Flächengewicht eine gleiche ballistische Leistung zeigen, wird hier wieder bestätigt. So liegen sowohl Grenzgeschwindigkeit als auch die Austrittsgeschwindigkeit für unterschiedliche Auftreffgeschwindigkeiten nah beieinander. Der Verlauf der Kurve für Aluminium AA7020-T651 wird durch zahlreiche Versuchspunkte gestützt. Für den Verlauf der Kurve für den Panzerstahl Armox 440T liegt dabei nur ein Versuchspunkt bei einem anderen Flächengewicht vor.

Der Verlauf der Kurven für die Ersatzwerkstoffe Polycarbonat Makrolon GP sowie DuroProtect 5000 wird im Bereich einer Auftreffgeschwindigkeit von 780 m/s durch Versuche gestützt. Dort liegen die Ansätze sehr nah beieinander. Tendenziell stimmt das Ergebnis im Fall geringer Auftreffgeschwindigkeiten, denn für Makrolon GP und DuroProtect 5000 werden höhere Austrittsgeschwindigkeiten erwartet als für die metallischen Werkstoffe. Die anderen Bereiche werden durch Simulationspunkte gestützt. Dabei wird erwartet, dass die Modelle für geringe Auftreffgeschwindigkeiten bessere Prognosen liefern. Die Grenzgeschwindigkeit v_{50} streut jedoch stark und kann ohne Versuche nicht verlässlich angegeben werden.

Dass die Modelle zur Beschreibung des Werkstoffverhaltens von Makrolon GP sowie DuroProtect 5000 im Fall hoher Auftreffgeschwindigkeiten weiterer Untersuchungen bedürfen, wurde in den einzelnen Abschnitten bereits diskutiert. In diesen Fällen tritt ein hoher Druck im Werkstoff auf. Für das Polycarbonat Makrolon GP ist dabei die Abnahme des Schubwiderstandes unter hohen Drücken entscheidend. Für das DuroProtect 5000 fehlt ein Modell, welches eine nichtlineare Druckabhängigkeit des Werkstoffs berücksichtigt. Die dargestellten LJ-Ansätze bewerten Makrolon GP und DuroProtect 5000 für hohe Geschwindigkeiten daher zu positiv. Es wird nicht erwartet, dass die Austrittsgeschwindigkeit für hohe Auftreffgeschwindigkeiten geringer sein wird, als die von metallischen Werkstoffen.

Abschließend werden die im Versuch gemessenen Kraftsignale für die unterschiedlichen Materialien verglichen. Dabei sollen Kraftsignale von Zielen mit gleichem Flächengewicht gegenüber gestellt werden. Die Darstellung in Abbildung 9.4 zeigt die Kraftsignale. Der

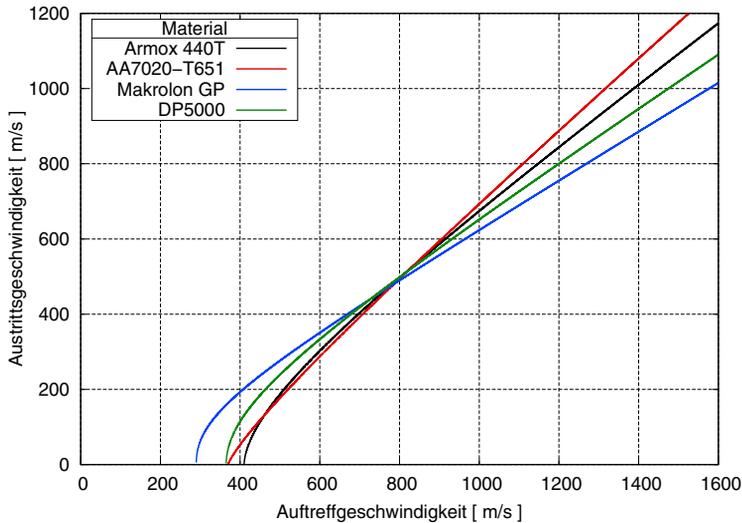


Abbildung 9.3 FSP-Beschussversuche - Vergleich der LJ-Ansätze für unterschiedliche Werkstoffe mit einem Flächengewicht von 54 kg/m^2

Panzerstahl ArmoX 440T besitzt dabei das gleiche Flächengewicht von 66 kg/m^2 wie Aluminium AA7020-T651 in einer Dicke von 25 mm. Es ist erkennbar, dass die Kraftsignale ein im Mittel reproduzierbares Kraftmaximum von 800 kN erreichen. Das flächengewichtsäquivalente Verhalten zeigt sich für metallische Werkstoffe also auch im Kraftsignal. Für die Ersatzwerkstoffe Polycarbonat Makrolon GP sowie dem Verbundwerkstoff DuroProtect 5000 kann dies nicht bestätigt werden. Für diese Werkstoffe weisen die Kraftsignale ein deutlich geringeres Kraftmaximum auf, als dies für das flächengewichtsgleiche Aluminium AA7020-T651 mit 54 kg/m^2 der Fall ist.

Abbildung 9.5 vergleicht die Kraftsignale der hybriden Aufbauten mit dem von Aluminium 7020-T651 bei gleichem Flächengewicht von 82 kg/m^2 . Es wird deutlich, dass die Kraftmaxima und damit der Widerstand gegen Penetration für die hybriden Aufbauten der Ersatzwerkstoffe nicht den Wert für Aluminium erreichen. Dass der Verbundwerkstoff DuroProtect 5000 sein Schutzpotential im hybriden Aufbau mit Aluminium stärker steigert als das Polycarbonat Makrolon GP ist in dieser Darstellung nicht erkennbar. Stattdessen zeigt der hybride Aufbau mit Makrolon GP ein höheres Kraftmaximum.

Insgesamt scheint das Kraftmaximum nicht geeignet zu sein, die Schutzfähigkeit der Ersatzwerkstoffe oder der hybriden Aufbauten zu bewerten. Die Effektivität als Darstellung über der Dicke oder des Flächengewichts ist aber ein gutes Werkzeug, um einen Ersatzwerkstoff äquivalent zu einem metallischen Werkstoff zu finden. Ausgehend von diesen Darstellungen und den Untersuchungen von Naik et al. [107] wird davon ausgegangen,

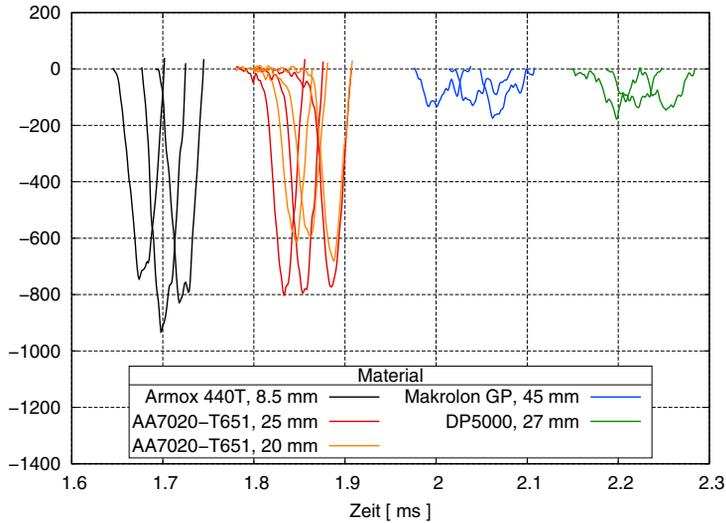


Abbildung 9.4 FSP-Beschussversuche - Vergleich der gemessenen Kraftsignale für unterschiedliche Werkstoffe bei einem Flächengewicht von 66 kg/m² im Einzelschichtaufbau.

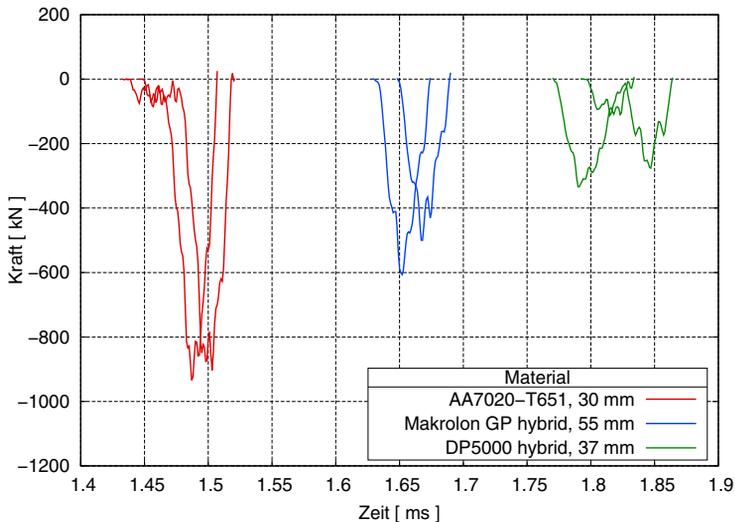


Abbildung 9.5 FSP-Beschussversuche - Vergleich der gemessenen Kraftsignale für unterschiedliche Werkstoffe bei einem Flächengewicht von 82 kg/m² im hybriden Schichtaufbau.

dass der Ersatzwerkstoff DuroProtect 5000 seine Leistung in dicken Zielen weiter steigert und dann eine nahezu äquivalente Leistung zu Aluminium AA7020-T651 zeigt. Bei einer Dichte des Verbundwerkstoffs von 2.0 g/cm^3 im Vergleich zu 2.7 g/cm^3 für Aluminium entspricht dies einer Gewichtseinsparung von 25%.

10 Zusammenfassung und Ausblick

Die vorliegende Arbeit beschäftigt sich mit dem Verhalten und der Modellierung von dünnen Bauteilen unter ballistischer Belastung.

Die untersuchten Materialien sind der Panzerstahl Armox 440T, die Aluminium-Legierung AA7020-T651, das Polycarbonat Makrolon GP sowie der duroplastische Faserverbundwerkstoff DuroProtect 5000. Die Werkstoffe wurden anhand von Zugversuchen, Biegeversuchen sowie Durchstoßversuchen systematisch charakterisiert. Dabei wurde auch die Abhängigkeit der Werkstoffkennwerte von der Temperatur aufgezeigt. Sowohl das elastische Verhalten als auch das plastische Verhalten bis zum Versagen konnten beschrieben werden.

Als geeigneter Lastfall für eine ballistische Beanspruchung wurde das 20 mm Splitterdarstellungsgeschoss (FSP) ausgewählt. Dieses wurde mit zwei Geschwindigkeiten auf unterschiedliche hybride, geschichtete Plattenbauteile geschossen. Als Messgrößen wurden die Austrittsgeschwindigkeit sowie die Systemkraft an der Lagerung ausgewertet. So konnten die einzelnen Werkstoffe und Varianten verglichen werden.

Mit den ermittelten Werkstoffkennwerte wurden Materialmodelle für die Simulation versehen. Diese wurden für die Belastung unter hohem volumetrischen Druck durch Kennwerte aus der Literatur ergänzt. Die Simulationen der Einzelschichtaufbauten sowie der hybriden Schichtaufbauten konnten auf diese Weise in sehr guter Übereinstimmung zu den Versuchen erfolgen. Dabei erreicht die Simulation eine Übereinstimmung der vorhergesagten Austrittsgeschwindigkeit mit den Versuchen von ± 50 m/s.

Die Zentrale wissenschaftliche Fragestellung konnte beantwortet werden. So konnte das Schutzpotential von nichtmetallischen Werkstoffen im Vergleich zu einem Panzerstahl und einer Aluminiumlegierung aufgezeigt werden. Außerdem wurde bewertet, wie stark die einzelnen Werkstoffe ihre Schutzleistung im hybriden Schichtaufbau steigern.

Für die metallischen Werkstoffe konnte eine Flächengewichtsäquivalenz bestätigt werden. So bringt eine Aluminiumplatte mit gleichem Flächengewicht zu Stahl die gleiche ballistische Leistung. Auf das Polycarbonat sowie den Faserverbundwerkstoff trifft dies im Fall der betrachteten dünnen Ziele nicht zu.

Im hybriden Aufbau zeigt der Faserverbundwerkstoff DuroProtect 5000 eine stärkere Steigerung der ballistischen Leistungsfähigkeit, als dies für das Makrolon GP beobachtet werden konnte.

Für alle Werkstoffe wurde in einer Studie numerisch untersucht, welche Austrittsgeschwindigkeit abhängig von der Plattendicke und der Impaktgeschwindigkeit erwartet wird. Anhand dieser Daten konnte ein Ansatz nach Lambert und Jonas [87] angepasst werden, der die Abhängigkeit analytisch beschreibt.

Gegenstand weiterer Untersuchungen kann die experimentelle Ermittlung der Grenzgeschwindigkeiten v_{50} der verschiedenen Werkstoffe und Schutzaufbauten sein. Nur mit Kenntnis dieser Grenzgeschwindigkeit kann der Ansatz nach Lambert und Jonas [87] zuverlässig angepasst werden.

Darüber hinaus ist eine Untersuchung des Verhaltens der Werkstoffe im Fall von dicken Zielen sinnvoll. Im einsetzbaren Schutzaufbau soll ein Steckschuss und damit keine vollständige Perforation des Ziels erreicht werden. Die abschließende Bewertung der Werkstoffe kann daher nur erfolgen, wenn diese Konfiguration auch in einer Studie untersucht wird.

Außerdem kann die eingebrachte Energie über eine Steigerung der Geschossgeschwindigkeit und der Geschossmasse gesteigert werden. Dies ist durch Beschuss mit einem explosiv geformten Geschoss (EFP, P-Ladung) möglich. Dabei wird eine Masse von mehreren hundert Gramm mit Hilfe eines Explosivstoffs auf bis zu 2500 m/s beschleunigt.

An Stelle von Standardmaterialien, welche auf dem Markt verfügbar sind, können die Einflussfaktoren der Materialherstellung und Materialzusammensetzung anhand von Sonderwerkstoffen genauer studiert werden. Im Fall von Faserverbundwerkstoffen können verschiedene Parameter bei der Herstellung der Harzsysteme und die Art der Glasfaser und Geweberstellung untersucht werden. Dabei stehen eine große Bandbreite an Einzelkomponenten für die Entwicklung von Verbundwerkstoffen zur Verfügung.

Die von Kolopp et al. [85] gezeigten Untersuchungen motivieren außerdem, auch unfiltrierte Faserwerkstoffe sowie Schaum- und Honigwabenstrukturen in die Betrachtung von ballistischem Schutz aufzunehmen.

Im Fall von Polycarbonat Makrolon GP als transparenter Schutz kann als Alternative der Werkstoff Polymethylmethacrylat (PMMA) untersucht werden. Darüber hinaus ist eine Studie zum Zusammenspiel mit Glas sinnvoll.

Literaturverzeichnis

- [1] H. Abdulhamid, A. Kolopp, C. Bouvet und S. Rivallant. Experimental and numerical study of AA5086-H111 aluminum plates subjected to impact. *International Journal of Impact Engineering*, 51:1 – 12, 2013.
- [2] C. E. Anderson. An overview of the theory of hydrocodes. *International Journal of Impact Engineering*, 5(1 – 4):33 – 59, 1987.
- [3] C. E. Anderson und S. R. Bodner. Ballistic impact: the status of analytical and numerical modeling. *International Journal of Impact Engineering*, 7(1):9 – 35, 1988.
- [4] C. E. Anderson, P. A. Cox, G. R. Johnson und P. J. Maudlin. A constitutive formulation for anisotropic materials suitable for wave propagation computer programs – II. *Computational Mechanics*, 15(3):201 – 223, 1994.
- [5] G. Antoine und R. Batra. Low speed impact of laminated polymethylmethacrylate/adhesive/polycarbonate plates. *Composite Structures*, 116:193 – 210, 2014.
- [6] E. M. Arruda und M. C. Boyce. Evolution of plastic anisotropy in amorphous polymers during finite straining. In *Anisotropy and Localization of Plastic Deformation*, pages 483 – 488. Springer, 1991.
- [7] E. M. Arruda, M. C. Boyce und R. Jayachandran. Effects of strain rate, temperature and thermomechanical coupling on the finite strain deformation of glassy polymers. *Mechanics of Materials*, 19(2):193 – 212, 1995.
- [8] J. Awerbuch und S. R. Bodner. Analysis of the mechanics of perforation of projectiles in metallic plates. *International Journal of Solids and Structures*, 10(6):671 – 684, 1974.
- [9] J. Awerbuch und S. R. Bodner. Experimental investigation of normal perforation of projectiles in metallic plates. *International Journal of Solids and Structures*, 10(6):685 – 699, 1974.
- [10] M. E. Backman und S. A. Finnegan. Dynamics of the oblique impact and ricochet of nondeforming spheres against thin plates. Technische Dokumentation, Naval Weapons Center, California, DTIC Document, 1976.

- [11] I. Barényi, O. Híreš und P. Lipták. Over tempering of armox armored steels at their secondary processing. In *Konferenzband der International Conference of Scientific Paper AFASES*, pages 24 – 26, 2012.
- [12] L. Barker und R. Hollenbach. Laser interferometer for measuring high velocities of any reflecting surface. *Journal of Applied Physics*, 43(11):4669–4675, 1972.
- [13] Bayer MaterialScience GmbH, Darmstadt. Produktdatenblatt, Makrolon GP, Massivplatten aus Polycarbonat, 2012.
- [14] F. Becker. *Entwicklung einer Beschreibungsmethodik für das mechanische Verhalten unverstärkter Thermoplaste bei hohen Deformationsgeschwindigkeiten*. Dissertation, Martin-Luther-Universität Halle-Wittenberg, 2009.
- [15] F. Becker, S. Kolling und J. Schöpfer. Material data determination and crash simulation of fiber reinforced plastic components. In *LS-DYNA Conference Proceedings*, volume 8, pages 1 – 5, 2011.
- [16] W. Becker und D. Gross. *Mechanik elastischer Körper und Strukturen*. Springer, 2002.
- [17] D. J. Benson. Computational methods in Lagrangian and Eulerian hydrocodes. *Computer methods in Applied mechanics and Engineering*, 99(2):235 – 394, 1992.
- [18] Beschussamt Ulm. BVR1999, Richtlinie zur Prüfung und Zertifizierung „Durchschusshemmende Fahrzeuge“ für PKW und sonstige KFZ, 1999.
- [19] W. R. Blumenthal, C. M. Cady, L. M.R., G. G.T. und I. D.J. Influence of temperature and strain rate on the compressive behavior of pmma and polycarbonate polymers. In *12. APS Shock Compression of Condensed Matter Meeting Abstracts*, volume 1, page 1003, 2001.
- [20] T. Børvik, M. Forrestal, O. Hopperstad, T. Warren und M.Langseth. Perforation of AA5083-H116 aluminium plates with conical-nose steel projectiles – calculations. *International Journal of Impact Engineering*, 36:426 – 437, 2009.
- [21] T. Børvik, O. Hopperstad, T. Berstad und M. Langseth. Perforation of 12mm thick steel plates by 20mm diameter projectiles with flat, hemispherical and conical noses, Part II: numerical simulations. *International Journal of Impact Engineering*, 27:37 – 64, 2002.
- [22] T. Børvik, O. S. Hopperstad und K. O. Pedersen. Quasi-brittle fracture during structural impact of AA7075-T651 aluminium plates. *International Journal of Impact Engineering*, 37(5):537 – 551, 2010.
- [23] T. Børvik, M. Langseth, O. Hopperstad und K. Malo. Perforation of 12mm thick steel plates by 20mm diameter projectiles with flat, hemispherical and conical noses: Part I: experimental study. *International Journal of Impact Engineering*, 27(1):19 – 35,

- 2002.
- [24] M. C. Boyce, E. M. Arruda und R. Jayachandran. The large strain compression, tension, and simple shear of polycarbonate. *Polymer Engineering & Science*, 34(9):716 – 725, 1994.
- [25] M. C. Boyce, D. M. Parks und A. S. Argon. Large inelastic deformation of glassy polymers. part i: rate dependent constitutive model. *Mechanics of Materials*, 7(1):15 – 33, 1988.
- [26] M. C. Boyce, D. M. Parks und A. S. Argon. Large inelastic deformation of glassy polymers. part ii: Numerical simulation of hydrostatic extrusion. *Mechanics of Materials*, 7(1):35 – 47, 1988.
- [27] J. Buchar und S. Rolc. Response of layered structures to buried charge explosion. In *Konferenzband der DYMAT-International Conference on the Mechanical and Physical Behaviour of Materials under Dynamic Loading*, volume 2, pages 1783 – 1787. EDP Sciences, 2009.
- [28] L. Burakovsky und D. L. Preston. Analytic model of the grüneisen parameter all densities. *Journal fo Physics and Cemistry of Solids*, 65:1581 – 1587, 2004.
- [29] D. E. Carlucci und S. S. Jacobson. *Ballistics, Theory and Design of Guns and Ammunition*. CRC Press, 2007.
- [30] A. Cayley. A memoir on the theory of matrices. *Philosophical transactions of the Royal society of London*, 148:17 – 37, 1858.
- [31] Celanese GmbH, Sulzbach. Datenblatt von POM Hostaform, 2013.
- [32] W. W. Chen und B. Song. *Split Hopkinson (Kolsky) Bar*. Springer, 2011.
- [33] J. F. Chinella. Modeling performance of protection materials aluminum 7020-T651 and RHA steel. In *TMS 2011 140th Annual Meeting and Exhibition, Materials Fabrication, Properties, Characterization, and Modeling*, volume 2, page 221. John Wiley & Sons, 2011.
- [34] A. H. Clausen, T. Børvik, O. S. Hopperstad und A. Benallal. Flow and fracture characteristics of aluminium alloy AA5083-H116 as function of strain rate, temperature and triaxiality. *Materials Science and Engineering: A*, 364(1):260 – 272, 2004.
- [35] T. Cohen und D. Durban. Steady shock waves in porous plastic solids. *International Journal of Solids and Structures*, 71:70–78, 2015.
- [36] G. Constantinides, C. A. Tweedie, D. M. Holbrook, P. Barragan, J. F. Smith und K. J. Van Vliet. Quantifying deformation and energy dissipation of polymeric surfaces under localized impact. *Materials Science and Engineering: A*, 489(1):403 – 412, 2008.
- [37] P. W. Cooper. *Explosives Engineering*. Wiley, 1996.

- [38] G. Cowper und P. Symonds. Strain hardening and strain rate effects in the impact loading of cantilever beams. *Brown University, Applied Mathematics Report*, 1958.
- [39] R. Cuntze und A. Freund. The predictive capability of failure mode concept-based strength criteria for multidirectional laminates. *Composites Science and Technology*, 64:343 – 377, 2004.
- [40] L. Davison. *Fundamentals of Shock Wave Propagation in Solids*. Springer, 2008.
- [41] S. Dey und T. Børvik. Ballistic penetration and perforation of layered steel plates: an experimental and numerical investigation. In *Konferenzband des 23. International Symposium on Ballistics*, 2007.
- [42] S. Dey, T. Børvik, O. Hopperstad, J. Leinum und M. Langseth. The effect of target strength on the perforation of steel plates using three different projectile nose shapes. *International Journal of Impact Engineering*, 30(8):1005 – 1038, 2004.
- [43] S. Dey, T. Børvik, X. Teng, T. Wierzbicki und O. Hopperstad. On the ballistic resistance of double-layered steel plates: an experimental and numerical investigation. *International Journal of Solids and Structures*, 44(20):6701 – 6723, 2007.
- [44] DIN 29850. Wärmebehandlung von Aluminium-Knetlegierungen, 1989.
- [45] DIN 4102. Brandverhalten von Baustoffen und Bauteilen, 1998.
- [46] DIN 50125. Prüfung metallischer Werkstoffe – Zugproben, 2009.
- [47] DIN 5510. Vorbeugender Brandschutz in Schienenfahrzeugen, 2009.
- [48] DIN EN 515. Aluminium und Aluminiumlegierungen, Halbzeuge, Bezeichnungen der Werkstoffzustände, 1993.
- [49] DIN EN 573. Aluminium und Aluminiumlegierungen – Chemische Zusammensetzung und Form von Halbzeugen, 2013.
- [50] DIN EN ISO 148. Metallische Werkstoffe – Kerbschlagbiegeversuch nach Charpy, 2015.
- [51] A. Dorogoy, D. Rittel und A. Brill. A study of inclined impact in polymethylmethacrylate plates. *International Journal of Impact Engineering*, 37(3):285 – 294, 2010.
- [52] A. Dorogoy, D. Rittel und A. Brill. Experimentation and modeling of inclined ballistic impact in thick polycarbonate plates. *International Journal of Impact Engineering*, 38(10):804 – 814, 2011.
- [53] C. Dreistadt, A.-S. Bonnet, P. Chevrier und P. Lipinski. Experimental study of the polycarbonate behaviour during complex loadings and comparison with the boyce, parks and argon model predictions. *Materials & Design*, 30(8):3126 – 3140, 2009.

- [54] H. Ebelshaiser, M. Feucht und F. Neukamm. On calibrating advanced damage models using sheet metal coupon tests. In *Konferenzband der 7. LS-Dyna Anwenderforum*, 2008.
- [55] J. Eshelby. The elastic energy-momentum tensor. *Journal of Elasticity*, 5:321 – 335, 1975.
- [56] J. E. Field, S. Walley, W. Proud, H. Goldrein und C. Siviour. Review of experimental techniques for high rate deformation and shock studies. *International Journal of Impact Engineering*, 30:725 – 775, 2004.
- [57] C. Fountzoulas, B. Cheeseman, P. Dehmer und J. Sands. A computational study of laminate transparent armor impacted by fsp. In *Konferenzband des 23. International Symposium on Ballistics*, 2007.
- [58] T. Fras, L. Colard, E. Lach, A. Rusinek und B. Reck. Thick AA7020-T651 plates under ballistic impact of fragment-simulating projectiles. *International Journal of Impact Engineering*, 86:336 – 353, 2015.
- [59] T. Fras, L. Colard und P. Pawlowski. Perforation of aluminum plates by fragment simulating projectiles (FSP). *The International Journal of Multiphysics*, 9(3):267 – 286, 2015.
- [60] T. Fras, L. Colard und B. Reck. Modeling of ballistic impact of fragment simulating projectiles against aluminum plates. In *Konferenzband der 10. European LS-Dyna Conference, Würzburg, Germany*, 2015.
- [61] T. Fras, A. Klavzar und T. Wolf. Fragment-simulating impacts into aluminum plates. In *Konferenzband des 29. International Symposium on Ballistics*, 2016.
- [62] A. E. Green und P. M. Naghdi. A general theory of an elastic-plastic continuum. *Archive for rational mechanics and analysis*, 18(4):251 – 281, 1965.
- [63] A. E. Green und W. Zerna. *Theoretical elasticity*. Courier Corporation, 1968.
- [64] Greve. *Kontinuumsmechanik*. Springer, 2003.
- [65] E. Grüneisen. Zustand des festen Körpers. In *Thermische Eigenschaften der Stoffe*, pages 1 – 59. Springer, 1926.
- [66] D. Gross und T. Seelig. *Bruchmechanik – Mit einer Einführung in die Mikromechanik*. Springer, 2007.
- [67] E. Gruneisen. The state of a solid body. Technische Dokumentation, NASA, National Aeronautics and Space Administration, 1959.
- [68] F. Grytten, T. Børvik, O. Hopperstad und M. Langseth. Low velocity perforation of AA5086-H116 aluminium plates. *International Journal of Impact Engineering*, 36:597 – 610, 2009.

- [69] A. Gurson. *Plastic Flow and fracture behaviour of ductile materials incorporating void nucleation, growth and coalescence*. Dissertation, Brown University, 1975.
- [70] R. Hafellner. Verfahren und Vorrichtung zur Ermittlung mechanische Materialeigenschaften. In *Offenlegungsschrift zum Patent DE102005048251*, 2005.
- [71] J. Halquist. *LS-Dyna Keyword User's Manual, Volume I - IV, V971 R8.1*. LSTC, 2016.
- [72] W. R. Hamilton. *Lectures on quaternions*. 1853.
- [73] S. Hanim und J. Klepaczko. Numerical study of spalling in an aluminum alloy 7020-T6. *International Journal of Impact Engineering*, 22:649 – 673, 1999.
- [74] P. Haupt. *Continuum Mechanics and Theory of Materials*. Springer, 2002.
- [75] S. Hiermaier. *Structures under crash and impact*. Springer, 2008.
- [76] S. Hobeika. Lokales Deformationsverhalten bei hohen Geschwindigkeiten. In *Konferenzband der kunststoffe + Simulation*, 2007.
- [77] J. Holmen, J. Johnsen, S. Jupp, O. Hopperstad und T. Børvik. Effects of heat treatment on the ballistic properties of AA6070 aluminium alloy. *International Journal of Impact Engineering*, 57:119 – 133, 2013.
- [78] G. A. Holzapfel. *Nonlinear Solid Mechanics*. Wiley-Vch, 2008.
- [79] R. Hooke. *Lectures de potential restitutiva, or of spring, explaining the power of springing bodies*. John Martyn, London, 1678.
- [80] B. Hopkinson. A method of measuring the pressure produced in the detonation of high explosives or by the impact of bullets. *Philosophical Transactions of the Royal Society of London. Series A, Containing Papers of a Mathematical or Physical Character*, 213:437 – 456, 1914.
- [81] G. R. Johnson und W. H. Cook. A constitutive model and data for metals subjected to large strains, high strain rates and high temperatures. In *Konferenzband des 7. International Symposium on Ballistics*, 1983.
- [82] G. R. Johnson und W. H. Cook. Fracture characteristics of three metals subjected to various strains, strain rates, temperatures and pressures. *Engineering Fracture Mechanics*, 21:31 – 48, 1985.
- [83] C. Kammerer und A. Neme. Plane behavior of an e-glass/polyester composite at high strain rates. *Composite Science and Technology*, 58:717 – 725, 1998.
- [84] G. Kanel, S. Razorenov und V. Fortov. *Shock-Wave Phenomena and the Properties of Condensed Matter*. Springer, 2004.
- [85] A. Kolopp, S. Rivallant und C. Bouvet. Experimental study of sandwich structures as armour against medium-velocity impacts. *International Journal of Impact*

- Engineering*, 61:24 – 35, 2013.
- [86] S. Kumar und T. Namboodhiri. Precipitation hardening and hydrogen embrittlement of aluminum alloy AA7020. *Bulletin of Materials Science*, 34(2):311 – 321, 2011.
- [87] J. P. Lambert und G. H. Jonas. Towards standardization in terminal ballistics testing: velocity representation. Technische Dokumentation, Army Ballistic Research Lab Aberdeen Proving Ground, Maryland, DTIC Document, 1976.
- [88] V. Lerch, G. Gary und P. Hervé. Thermomechanical properties of polycarbonate under dynamic loading. In *Journal de Physique IV (Proceedings)*, volume 110, pages 159 – 164. EDP sciences, 2003.
- [89] J. Liu, B. Hou, F. Lu und H. Zhao. A theoretical study of shock front propagation in the density graded cellular rods. *International Journal of Impact Engineering*, 80:133–142, 2015.
- [90] L. Liu, Y. Fan und W. Li. Viscoelastic shock wave in ballistic gelatin behind soft body armor. *Journal of the mechanical behavior of biomedical materials*, 34:199–207, 2014.
- [91] D. B. Macvean. Die Elementararbeit in einem Kontinuum und die Zuordnung von Spannungs- und Verzerrungstensoren. *Zeitschrift für Angewandte Mathematik und Physik*, 19:157 – 185, 1968.
- [92] H. Mahfuz, Y. Zhu, A. Haque, A. Abutalib, U. Vaidya, S. Jeelani, B. Gama, J. Gulleppie und B. Fink. Investigation of high-velocity impact on integral armor using finite element method. *International Journal of Impact Engineering*, 24:203 – 217, 2000.
- [93] S. P. Marsh. LASL Shock Hugoniot Data. Technische Dokumentation, Los Alamos Laboratory for Dynamic Material Properties, University of California, 1980.
- [94] S. Marzi, A. Biel und U. Stigh. On experimental methods to investigate the effect of layer thickness on the fracture behavior of adhesively bonded joints. *International Journal of Adhesion and Adhesives*, 31(8):840 – 850, 2011.
- [95] K. Mattiasson, J. Jergesus und P. DuBois. On the prediction of failure in metal sheets with special reference to strain path dependence. *International Journal of Mechanical Sciences*, 88:175 – 191, 2014.
- [96] D. Maurer. Simulation of shockwaves in explicit finite element methods, 2002.
- [97] R. G. McQueen, S. P. Marsh, J. W. Taylor, J. N. Fritz und W. J. Carter. The equation of state of solids from shock wave studies. *High velocity impact phenomena*, 293, 1970.
- [98] MIL-DTL-12560K. Detail specification, Armor plate, steel, wrought, homogeneous, 2013.

- [99] MIL-DTL-32505. Detail specification, Armor plate, aluminum, alloy 7017 weldable and 7020 applique, 2014.
- [100] MIL-DTL-46593B. Detail specification, Projectile, Calibers .22, .30, .50 and 20 mm fragment-simulating, 2008.
- [101] MIL-STD-810G. Environmental engineering considerations and laboratory tests, 2008.
- [102] R. v. Mises. Mechanik der festen Körper im plastisch deformablen Zustand. *Nachr. Königl. Ges. Wiss. Göttingen, Math.-phys. Kl.*, pages 582 – 592, 1913.
- [103] R. v. Mises. Mechanik der plastischen Formänderung von Kristallen. *ZAMM-Journal of Applied Mathematics and Mechanics/Zeitschrift für Angewandte Mathematik und Mechanik*, 8(3):161 – 185, 1928.
- [104] A. Molinari und G. Ravichandran. Modeling plastic shocks in periodic laminates with gradient plasticity theories. *Journal of the Mechanics and Physics of Solids*, 54(11):2495–2526, 2006.
- [105] T. Mori und K. Tanaka. Average stress in matrix and average elastic energy of materials with misfitting inclusions. *Acta Metallurgica*, 21:571 – 574, 1973.
- [106] A. Mulliken und M. Boyce. Mechanics of the rate-dependent elastic – plastic deformation of glassy polymers from low to high strain rates. *International Journal of Solids and Structures*, 43(5):1331 – 1356, 2006.
- [107] N. Naik, P. J. Shankar, V. R. Kavala, G. Ravikumar, J. R. Pothnis und H. Arya. High strain rate mechanical behavior of epoxy under compressive loading: Experimental and modeling studies. *Material Science and Engineering A*, 528:846 – 854, 2011.
- [108] N. Naik, P. Shrirao und B. Reddy. Ballistic impact behaviour of woven fabric composites: Formulation. *International Journal of Impact Engineering*, 32:1521 – 1552, 2006.
- [109] NATO STANAG4569. AEP-55, Procedures for evaluating the protection level of logistic and light armoured vehicles, 2005.
- [110] F. Neukamm, M. Feucht und A. Haufe. Consistent damage modelling in the process chain of forming to crashworthiness simulations. In *Konferenzband des 7. LS-Dyna Anwenderforum*, 2008.
- [111] F. Neukamm, M. Feucht, A. Haufe und K. Roll. A generalized incremental stress state dependent damage model for forming and crashworthiness simulations. In *Konferenzband der Numisheet: 7. International Conference and Workshop on Numerical Simulation of 3D Sheet Metal Forming Processes*, 2008.
- [112] F. Neukamm, M. Feucht, A. Haufe und K. Roll. On closing the constitutive gap between forming and crash simulation. In *Konferenzband der 10. International*

- LS-Dyna Users Conference*, 2008.
- [113] K. Nixdorff. Some remarks on the penetration theory of Awerbuch, J. and Bodner, S R. *Transactions of the Canadian Society for Mechanical Engineering*, 7(3):148 – 153, 1983.
- [114] K. Nixdorff. Some applications of the impact theory of Awerbuch, J. and Bodner, S R. *Transactions of the Canadian Society for Mechanical Engineering*, 8(1):16 – 20, 1984.
- [115] T. A. Osswald, E. Baur, S. Brinkmann, K. Oberbach und E. Schmachtenberg. *International Plastics Handbook*. Hanser, 2006.
- [116] P. Pěchouček, S. Rolc und J. Buchar. Fragment simulating projectile penetration into layered targets. *Engineering Mechanics*, 18(5-6):353 – 361, 2011.
- [117] K. O. Pedersen, T. Børvik und O. S. Hopperstad. Fracture mechanisms of aluminium alloy AA7075-T651 under various loading conditions. *Materials & Design*, 32(1):97 – 107, 2011.
- [118] A. J. Piekutowski, M. J. Forrestal, K. L. Poormon und T. L. Warren. Penetration of 6061-T6511 aluminum targets by ogive-nose steel projectiles with striking velocities between 0.5 and 3.0 km/s. *International Journal of Impact Engineering*, 23(1):723 – 734, 1999.
- [119] S. Pinho, P. Robinson und L. Iannucci. Fracture toughness of the tensile and compressive fibre failure modes in laminated composites. *Composites Science and Technology*, 66(13):2069 – 2079, 2006.
- [120] F. Plassard, J. Mespoulet und P. Hereil. Hypervelocity impact of aluminium sphere against aluminium plate: experimental and LS-Dyna correlation. In *Konferenzband der 8. European LS-Dyna Users Conference, Strasbourg, France*, 2011.
- [121] J. R. Pothnis, G. Ravikumar, M. Joshi, K. Akella, S. Kumar und N. Naik. High strain rate compressive behavior of epoxy ly 556: Radial constraint effect. *Material Science and Engineering A*, 538:210 – 218, 2012.
- [122] S. Prakash und S. Joshi. Gruneisen parameter of aluminum. *Physica*, 47:452 – 457, 1970.
- [123] A. Puck. Ein Bruchkriterium gibt die Richtung an. *Kunststoffe*, 82:607 – 610, 1992.
- [124] G. Ravichandran und A. Molinari. Modeling plastic shocks in periodic laminates with gradient plasticity theories. Technische Dokumentation, Graduate Aeronautical Laboratories, California, DTIC Document, 2007.
- [125] Röchling Engineering Plastics KG, Haren. Platten aus faserverstärkten Kunststoffen, 2013.

- [126] R. Recht und T. Ipson. Ballistic perforation dynamics. *Transactions of the ASME*, pages 384 – 390, 1963.
- [127] P. Reithofer, M. Fritz und T. Wimmer. Kurzfaserverstärkte Kunststoffbauteile, Einfluss der prozessbedingten Faserorientierung auf die Strukturmechanik. In *Konferenzband des 7. LS-Dyna Anwenderforum, Bamberg*, 2008.
- [128] A. Reuss. Berechnung der Fließgrenze von Mischkristallen auf Grund der Plastizitätsbedingung für Einkristalle. *ZAMM – Journal of Applied Mathematics and Mechanics / Zeitschrift für Angewandte Mathematik und Mechanik*, 9(1):49 – 58, 1929.
- [129] D. Rittel. On the conservation of plastic work to heat during high strain rate deformation of glassy polymers. *Mechanics of Materials*, 31:131 – 139, 1999.
- [130] D. Rittel. An investigation of the heat generated during cyclic loading of two glassy polymers. part I: Experimental. *Mechanics of Materials*, 32(3):131 – 147, 2000.
- [131] D. Rittel, N. Eliash und J. Halary. Hysteretic heating of modified poly (methylmethacrylate). *Polymer*, 44(9):2817 – 2822, 2003.
- [132] D. Rittel und Y. Rabin. An investigation of the heat generated during cyclic loading of two glassy polymers. part II: Thermal analysis. *Mechanics of Materials*, 32(3):149 – 159, 2000.
- [133] W. Ritz. Über eine neue Methode zur Lösung gewisser Variationsprobleme der mathematischen Physik. *Journal für die reine und angewandte Mathematik*, 135:1 – 61, 1909.
- [134] I. Rohr, H. Nahme und K. Thoma. Material characterization and constitutive modelling of ductile high strength steel for wide range of strain rates. *International Journal of Impact Engineering*, 31:401 – 433, 2005.
- [135] Z. Rosenberg und E. Dekel. *Terminal Ballistics*. Springer, 2016.
- [136] Z. Rosenberg und M. Forrestal. Perforation of aluminum plates with conical-nosed rods – additional data and discussion. *Journal of Applied Mechanics*, 55(1):236 – 238, 1988.
- [137] M. Roth, S. Walter, S. Kolling und K. Stiebler. Charakterisierung von Aluminium mittels Split-Hopkinson-Pressure-Bar zur Berechnung von Beschussvorgängen. In *Konferenzband des 13. LS-Dyna Forum, Bamberg*, 2014.
- [138] A. Rühl, S. Kolling, V. Mende und B. Kiesewetter. Computational design of a heated PMMA window validated by infrared thermography. *Glass Structures & Engineering*, 2016.
- [139] S. Sarva und M. Boyce. Mechanics of polycarbonate during high-rate tension. *Journal of Mechanics of Materials and Structures*, 2(10):1853 – 1880, 2007.

- [140] S. Sarva, A. D. Mulliken und M. C. Boyce. Mechanics of Taylor impact testing of polycarbonate. *International Journal of Solids and Structures*, 44(7):2381 – 2400, 2007.
- [141] E. Schmachtenberg. *Die mechanischen Eigenschaften nichtlinear viskoelastischer Werkstoffe*. Dissertation, 1985.
- [142] H. Schürmann. *Konstruieren mit Faser-Kunststoff-Verbunden*. Springer, 2007.
- [143] J. D. Seidt, J. M. Pereira, A. Gilat, D. M. Revilock und K. Nandwana. Ballistic impact of anisotropic 2024 aluminum sheet and plate. *International Journal of Impact Engineering*, 62:27 – 34, 2013.
- [144] Q. H. Shah. Impact resistance of a rectangular polycarbonate armor plate subjected to single and multiple impacts. *International Journal of Impact Engineering*, 36(9):1128 – 1135, 2009.
- [145] Q. H. Shah und Y. A. Abakr. Effect of distance from the support on the penetration mechanism of clamped circular polycarbonate armor plates. *International Journal of Impact Engineering*, 35(11):1244 – 1250, 2008.
- [146] C. J. Shepherd, G. J. Appleby-Thomas, J. M. Wilgeroth, P. J. Hazell und D. F. Allsop. On the response of ballistic soap to one-dimensional shock loading. *International Journal of Impact Engineering*, 38(12):981–988, 2011.
- [147] G. R. Speich und W. C. Leslie. Tempering of steel. *Metallurgical Transactions*, 3(5):1043 – 1054, 1972.
- [148] SSAB, Stockholm, Schweden. Data sheet ArmoX 440T protection plate, 2014.
- [149] D. J. Steinberg. Equation of state and strength properties of selected materials. Technische Dokumentation, Lawrence Livermore National Laboratory, 1996.
- [150] J. S. Stenzler. Impact mechanics of PMMA/PC multi-laminates with soft polymer interlayers. Abschlussarbeit, Virginia State University, Polytechnic Institute, 2009.
- [151] J. S. Stenzler. Impact mechanics of transparent multi-layered polymer composites. In *Konferenzband der SEM Annual Conference*, 2009.
- [152] J. S. Stenzler. The effect of polyacrylate microstructure on the impact response of PMMA/PC multi-laminates. *International Journal of Impact Engineering*, 38:567 – 576, 2011.
- [153] U. Stigh und T. Andersson. An experimental method to determine the complete stress-elongation relation for a structural adhesive layer loaded in peel. *European Structural Integrity Society*, 27:297 – 306, 2000.
- [154] G. I. Taylor. The testing of materials at high rates of loading. *J. Inst. Civil Eng*, 26:486 – 519, 1946.

- [155] Thor-Project. The resistance of various metallic materials to perforation by steel fragments; empirical relationships for fragment residual velocity and residual weight. Technische Dokumentation Technical Report No.47, Ballistic Research Laboratories, Aberdeen Proving Ground, Maryland, DTIC Document, 1961.
- [156] G. Tiwari, M. Iqbal, P. Gupta und N. Gupta. The ballistic resistance of thin aluminium plates with varying degrees of fixity along the circumference. *International Journal of Impact Engineering*, 74:46 – 56, 2014.
- [157] S. Tsai und E. Wu. A general theory of strength for anisotropic materials. *Journal of Composite Materials*, 5:73 – 96, 1971.
- [158] Vereinigung der Prüfstellen für angriffshemmende Materialien und Konstruktionen (VPAM). (APR2006), Allgemeine Prüfgrundlagen für ballistische Material-, Konstruktions- und Produktprüfungen, 2010.
- [159] R. Vignjevic, J. C. Campbell, N. K. Bourne und N. Djordjevic. Modeling shock waves in orthotropic elastic materials. *Journal of applied physics*, 104(4):044904, 2008.
- [160] L. Vočadlo, J. Poirer und G. Price. Grüneisen parameters and isothermal equations of state. *American Mineralogist*, 85(2):390–395, 2000.
- [161] W. Voigt. Über die Beziehung zwischen den beiden Elasticitätsconstanten isotroper Körper. *Annalen der Physik*, 274(12):573 – 587, 1889.
- [162] W. Voigt. *Lehrbuch der Kristallphysik*. Teubner, 1910.
- [163] M. Vucetic, A. Bougeucha, I. Peshekhodov, T. Götze, T. Huinink, H. Friebe, T. Möller und B.-A. Behrens. Numerical validation of analytical biaxial true stress – true strain curves from the bulge test. *AIP Conf. Proc.*, 1383:107, 2011.
- [164] T. L. Warren und K. L. Poormon. Penetration of 6061-T6511 aluminum targets by ogive-nosed var 4340 steel projectiles at oblique angles: experiments and simulations. *International Journal of Impact Engineering*, 25(10):993 – 1022, 2001.
- [165] D. Winter. *Optische Verschiebungsmessung nach dem Objektrasterprinzip mit Hilfe eines flächenorientierten Ansatzes*. Dissertation, Technische Universität Braunschweig, 1993.
- [166] R. Woodward. The interrelation of failure modes observed in the penetration of metallic targets. *International Journal of Impact Engineering*, 2(2):121 – 129, 1984.
- [167] F. Yuan, L. Tsai, V. Prakash, A. Rajendran und D. P. Dandekar. Spall strength of glass fiber reinforced polymer composites. *International Journal of Solids and Structures*, 44:7731 – 7747, 2007.
- [168] Z. Zheng, J. Yu, C. Wang, S. Liao und Y. Liu. Dynamic crushing of cellular materials: A unified framework of plastic shock wave models. *International Journal of Impact*

- Engineering*, 53:29–43, 2013.
- [169] O. C. Zienkiewicz und R. L. Taylor. *The finite element method*. McGraw-hill London, 1977.
- [170] A. Zimmer und P. Groth. *Elementmethode der Elastostatik*. Oldenbourg Verlag, München, 1969.
- [171] M. A. Zocher, P. J. Maudlin, S. R. Chen und E. C. Flower-Maudlin. An evaluation of several hardening models using Taylor cylinder impact data. In *Proc., European Congress on Computational Methods in Applied Sciences and Engineering*, 2000.
- [172] J. A. Zukas, T. Nicholas, H. F. Swift, L. B. Greszczuk und D. R. Curran. *Impact dynamics*. John Wiley, 1982.