

IVW - Schriftenreihe Band 27

Institut für Verbundwerkstoffe GmbH - Kaiserslautern

Dietmar Imbsweiler

Experimentelle Untersuchung und
numerische Simulation des
Crashverhaltens von SMC-Strukturen

Die Deutsche Bibliothek – CIP-Einheitsaufnahme

Experimentelle Untersuchung und numerische Simulation des Crashverhaltens von SMC-Strukturen / Dietmar Imbsweiler. – Kaiserslautern : IVW, 2002

(IVW-Schriftenreihe ; Bd. 27)

Zugl.: Kaiserslautern, Univ., Diss., 2001

ISBN 3-934930-23-9

Herausgeber: Institut für Verbundwerkstoffe GmbH
Erwin-Schrödinger-Straße
Universität Kaiserslautern, Gebäude 58
67663 Kaiserslautern

Verlag: Institut für Verbundwerkstoffe GmbH

Druck: Universität Kaiserslautern
ZBT – Abteilung Foto-Repro-Druck

D-386

© Institut für Verbundwerkstoffe GmbH, Kaiserslautern 2002

Alle Rechte vorbehalten, auch das des auszugsweisen Nachdrucks, der auszugsweisen oder vollständigen Wiedergabe (Photographie, Mikroskopie), der Speicherung in Datenverarbeitungsanlagen und das der Übersetzung.

Als Manuskript gedruckt. Printed in Germany.

ISSN 1615-021X
ISBN 3-934930-23-9

**Experimentelle Untersuchung und
numerische Simulation
des Crashverhaltens von SMC-Strukturen**

Vom Fachbereich Maschinenbau und Verfahrenstechnik
der Universität Kaiserslautern
zur Verleihung des akademischen Grades

Doktor-Ingenieur (Dr.-Ing.)

genehmigte Dissertation

vorgelegt von

Dipl.-Ing. Dietmar Imbsweiler

aus Neunkirchen

Tag der mündlichen Prüfung: 30. Oktober 2001

Prüfungsvorsitzender:	Prof. Dr.-Ing. W. Brockmann
1. Berichterstatter:	Prof. Dr.-Ing. M. Maier
2. Berichterstatter:	Prof. Dr.-Ing. K. Schweizerhof

Vorwort

Die vorliegende Arbeit entstand während meiner Tätigkeit als Doktorand der Abteilung „Strukturwerkstoffe – Kunststoffe“ der DaimlerChrysler AG, Forschung und Technologie, Ulm, in sehr enger Zusammenarbeit mit der Abteilung „Berechnung und Konstruktion“ der Institut für Verbundwerkstoffe GmbH (IVW GmbH), Kaiserslautern. Die Bearbeitung erfolgte in Ulm und Kaiserslautern.

Mein besonderer Dank gilt Herrn Prof. Dr.-Ing. Martin Maier für die Ermöglichung dieser Arbeit, die herzliche Aufnahme in seine Abteilung, die stets wohlwollende Unterstützung und die Übernahme des Hauptreferates. Ebenso danke ich Herrn Prof. Dr.-Ing. Karl Schweizerhof für die Übernahme des Koreferates sowie die sehr wertvollen Anregungen. Herrn Prof. Dr.-Ing. Walter Brockmann danke ich für die Übernahme des Prüfungsvorsitzes und seine freundliche Unterstützung. Herrn Prof. Dr.-Ing. Manfred Neitzel gilt mein Dank für die Ermöglichung des Aufenthalts als Gastwissenschaftler an der IVW GmbH.

Weiterhin danke ich Herrn Dr.-Ing. Matthias Nohr - dem Initiator dieser Arbeit - für seine wohlwollende Unterstützung und die vielen anregenden Diskussionen. Herrn Dipl.-Ing. Ingo Kuch danke ich für die Ermöglichung der Arbeit von Seiten der DaimlerChrysler AG.

Ebenso gilt mein Dank allen Kollegen der Abteilung RBP/SP der DaimlerChrysler AG und allen Mitarbeitern der IVW GmbH, insbesondere der Abteilung „Berechnung und Konstruktion“, ohne die diese Arbeit nicht möglich gewesen wäre. Hier erwähne ich im Besonderen Dipl.-Ing. Bernd Liedtke, Dipl.-Ing. Hans Hofele und Dipl.-Ing. Steffen Kerth. Besonders danke ich Herrn Dr.-Ing. Ulrich Huber für seine freundschaftliche Unterstützung und die vielen anregenden Diskussionen.

Nicht zuletzt danke ich an dieser Stelle meinen Eltern, die mich im Verlauf meiner Ausbildung stets unterstützt und motiviert haben. Mein besonderer Dank gilt meiner Frau Dorothea ohne deren Unterstützung und Geduld all dies nicht möglich gewesen wäre.

Ringingen, im Mai 2002

Dietmar Imbsweiler

Für meine Familie

Kurzfassung

Ziel dieser Arbeit ist es, einen Beitrag zur Steigerung der Nutzung von SMC als Werkstoff für Strukturbauteile in Pkw zu leisten. Zunächst wird der Stand des Wissens der SMC-Technologie dargestellt. Ebenso sind der aktuelle Stand der Crashsimulation aufgearbeitet und die verfügbaren Tools zur Berechnung des Verhaltens von Faserverbundkunststoffen beschrieben.

Aus diesem Zusammenhang erfolgt die Ableitung des Entwicklungsbedarfs zur Nutzung von SMC als Werkstoff für Strukturbauteile. Zunächst werden das Crashverhalten und das Energieabsorptionsvermögen von SMC-Materialien verschiedener Hersteller und unterschiedlicher Konfiguration untersucht: Standard-SMC-Materialien, SMC mit unidirektionaler Faserverstärkung, Leicht-SMC, Recyclat-SMC, flexibles SMC. Dabei werden verschiedene Probengeometrien (Rechteckrohr mit/ohne Flansch) bei unterschiedlichen Aufprallgeschwindigkeiten geprüft und die Ergebnisse analysiert. Diese Untersuchungen belegen, dass sich mit SMC Energieabsorptionskennwerte erreichen lassen, die über den Kennwerten klassischer Stähle liegen.

Als Fügeverfahren ist für Faserverbundstrukturen die Klebtechnik anzustreben. Aufgrund der Empfindlichkeit von Klebeverbindungen gegen schlagartige Beanspruchung und der Bestätigung dieses Sachverhaltes bei den durchgeführten Crashversuchen wurden die Klebeverbindungen der Rechteckrohrproben mit Flansch detailliert untersucht. Da das Crashverhalten einer solchen Probe in starkem Maße von der Festigkeit der Verbindung abhängt, wurde eine Methode entwickelt, um die Crashtauglichkeit mit einem einfachen Versuch zu prüfen. Das Gesamtsystem (Fügepartner und Klebstoff) wurde hinsichtlich seiner Crasheignung bewertet.

Im Rahmen der Arbeiten zur Erstellung eines Modells zur numerischen Beschreibung des Materialverhaltens von SMC wurde ausgehend von Materialmodell MT54 in LS-DYNA ein modifiziertes Materialmodell für diesen Werkstoff entwickelt. Dazu erfolgte die Anpassung sowohl des Versagenskriteriums als auch des Nachversagensverhaltens für SMC. Die Modellierung der Proben geschah nach Richtlinien, die auch zukünftig bei größeren Strukturen Anwendung finden können. Die Validierung des Materialmodells erfolgte anhand einfacher Rohrproben unter axialer Crashbelastung durch den Vergleich mit experimentellen Ergebnissen. In den typischen Energieabsorptionskennwerten wurde eine gute Übereinstimmung zwischen Experiment und Simulation erreicht. Im Folgenden wurden die Anwendbarkeit des Modells im Rahmen der Crashanalyse eines SMC-Längsträgers getestet und Richtlinien zur Auslegung von crashoptimierten Bauteilen aus SMC abgeleitet. Im letzten Kapitel werden die Ergebnisse der Arbeit zusammengefasst.

Abstract

The aim of this thesis is the experimental investigation and numerical simulation of the crash behaviour of Sheet Moulding Compound (SMC) structures. The report is organised in three sections. The first section focuses on the experimental investigation of the crash behaviour of rectangular SMC tubes with and without flange. The second section presents a test method to estimate the crash performance of adhesive joints of SMC. The third section deals with the development and use of a material model established for the crash simulation of SMC structures. All aspects focus on the fulfilment of typical requirements expected for materials with use in structural application of vehicles.

The experimental investigation included the measurement of standard material properties and crash properties of eleven different SMC materials: six standard types with different fibre content, SMC with unidirectional reinforcement, flexible SMC, low density SMC, natural fibre SMC and SMC with included recycled material. The crash specimen were rectangular tubes with and without flange with the following geometric data: length 250 mm, wall thickness 3 mm, cross section of the tube 50x50 mm (with flange) or 50x25 mm (without flange). Both parts of each specimen were bonded with two different adhesives: a flexible PUR and a brittle EP adhesive. These adhesives were chosen in accordance with the pre-testing results. All crash specimens were tested in quasistatic (100 mm/min) and dynamic (10 m/s) experimental set-up. All of them failed by progressive crushing with very homogeneous force-deformation curves. The energy absorption reached values up to 30 kJ/kg, which is a higher level than standard metals are able to provide. Special tests with a non axial impact demonstrated the crash capability of a non-optimised specimen up to a slope of 10°. Temperature and humidity reduce the crash performance with a maximum amount of about 17 % compared to vehicle specific boundary conditions.

The crash tests demonstrated the importance of a high quality bonding. The progressive crushing of the rectangular tubes with flange is mainly influenced by the quality of the bonding areas. Some tests of these tubes - performed with other adhesives - led to a global and sudden failure of the whole bonding area. This experience led to the development of a new testing method for bonded fibre reinforced polymers (FRP). Literature study led to a transfer of the double cantilever beam testing of FRP to bonding testing of SMC. The state-of-the-art focuses on quasistatic testing. The method is extended to dynamic testing in a drop tower in experimental and theoretical aspects, which allows to observe the crack growth in the adhesive joint while the specimen is under load. The analysis of the test results led to information about the crack-growth velocity, crack initiation energy and energy release rate. The comparison of test results allows a ranking of adhesives concerning their capability for crash

application. Different adhesives were included in this investigation. The results supported the former choice of the fixed adhesives.

As mentioned before, today's design process requires the use of standard CAE methods such as crash simulation. The available simulation tools were not capable to consider any FRP-typical material properties. They focus on FRP laminates and need an alignment for each application of the tool. To improve the SMC crash simulation a standard material model (MT54 of LS-DYNA) was modified and adapted to SMC. The material is considered to be isotropic in plane. The maximum stress criterion proved to be valid for SMC failure in an axial loaded crash structure. The post failure behaviour is adapted to SMC under consideration of numerical based element deletion. The simulation results correspond very well with the test data from experiments with rectangular tube with and without flange. The force-deformation curves are quite similar. The used input parameters gave the same accuracy of results for all SMC with randomly distributed glass fibres. The modified simulation tool was verified by the simulation of a longitudinal crash member made of SMC. This conical structure showed in the experiment an increase of the load level during progressive crushing. For the crash simulation of this structure the identical material set up was used as for the rectangular tubes. The results correspond very well with the experimental data. To support future development of crash loaded SMC parts an overview of rules to optimise such structures is given in a short summary.

A final conclusion in relation to the requirements for structural SMC parts leads to the following statements: SMC reaches a specific energy absorption level higher than standard metals. The developed test method allows the ranking of bonded SMC specimen concerning their crash performance. The new material model for the crash simulation of axial loaded SMC structures leads to a high level of conformity to experimental data and appears to be very useful to design realistic structures.

Inhaltsverzeichnis

1	Einleitung	1
1.1	Einführung	1
1.2	Aufgabenstellung und Zielsetzung	5
2	Stand des Wissens	7
2.1	Sheet Moulding Compound (SMC).....	7
2.1.1	Material, Materialzusammensetzung	7
2.1.2	Verarbeitung von SMC.....	10
2.1.3	Anwendungen von SMC	11
2.1.4	Eigenschaften von SMC	14
2.1.4.1	Standard-SMC	14
2.1.4.2	Neuere SMC-Entwicklungen	15
2.2	Crashsimulation.....	18
2.2.1	Crashsimulation allgemein.....	18
2.2.2	Finite-Elemente-Methode.....	19
2.2.3	Crashsimulation FVK.....	21
2.2.4	LS-DYNA	22
2.2.5	FVK-Materialmodelle in LS-DYNA	22
3	Crashuntersuchungen an SMC	25
3.1	Allgemeines	25
3.1.1	Crasheigenschaften von Faserverbundkunststoffen.....	25
3.1.2	Crashprüfstand	27
3.1.3	Probenherstellung und Probengeometrie	30
3.2	Standard-SMC.....	33
3.2.1	Einfluss der Verklebung.....	33
3.2.2	Frontalaufprall bei RT	37
3.2.2.1	Geschwindigkeitseinfluss	37
3.2.2.2	Rechteckrohrproben ohne Flansch	39
3.2.2.3	Rechteckrohrproben mit Flansch	43
3.2.3	Frontalaufprall unter Temperatur-/Feuchteinfluss.....	47
3.2.4	Schrägaufprall.....	48
3.3	Neuere SMC-Entwicklungen (Frontalaufprall bei RT).....	51
3.3.1	SMC mit unidirektionalen Faserlagen	51
3.3.2	Recyclat-SMC	55
3.3.3	Flexibles SMC.....	56

3.3.4	Leicht-SMC	57
3.3.5	Naturfaser-SMC	58
4	Beurteilung von crashtaughlichen Verbindungstechniken	60
4.1	Ansatz	60
4.2	Bekannte Prüfverfahren	61
4.3	Keiltest.....	63
4.4	DCB-Prüfung (double cantilever beam).....	64
4.5	Entwickelte Prüfmethode analog DCB-Test	68
4.6	Prüfergebnisse	80
4.6.1	Allgemeines	80
4.6.2	Quasistatische Prüfung.....	82
4.6.3	Dynamische Prüfung.....	88
4.7	Diskussion der Prüfergebnisse	92
5	SMC-Materialmodell für die Crashsimulation	94
5.1	Anforderungen an das Materialmodell.....	94
5.2	Abbildung des Materialverhaltens von SMC.....	97
5.2.1	Elastisches Materialverhalten	97
5.2.2	Versagenskriterium	100
5.2.3	Vorschädigung.....	103
5.2.4	Nachversagensverhalten	106
5.2.5	Implementierung in LS-DYNA.....	116
5.3	Einzel-Element-Berechnungen.....	118
5.4	Crashberechnungen mit einfachen Proben	120
5.4.1	Probengeometrie und Modellierung.....	120
5.4.2	Simulationsergebnisse.....	124
6	Validierung des Materialmodells an einem SMC-Längsträger	133
7	Entwicklung von Konstruktionsrichtlinien für crashoptimierte SMC-Bauteile	137
8	Zusammenfassung und Ausblick	140
9	Anhang.....	141
10	Literaturverzeichnis	147

Formelverzeichnis

a	[mm]	Risslänge
b	[mm]	Probekörperbreite
C	[mm/N]	Nachgiebigkeit
C	-	Dämpfungsmatrix
cr	-	kritisch
d	-	Versagensvariable
dA	[mm ²]	Flächeninkrement
dU	[J ²]	Energieinkrement
E	[GPa]	Elastizitätsmodul
E _ω	[GPa]	Degradationselastizitätsmodul
E _b	[GPa]	Biege-Elastizitätsmodul
E _c	[GPa]	Druck-Elastizitätsmodul
E _s	[kJ/kg]	massenspezifische Energieabsorption
E _t	[GPa]	Zug-Elastizitätsmodul
F	[kN]	Kraft
F _m	[kN]	Crashmittelkraft/-last
F _{max}	[kN]	Maximalkraft
F _{peak}	[kN]	Triggerkraft
ΔF	[kN]	Bandbreite des Kraftniveaus
G	[GPa]	Schubmodul
G	[N/mm]	Energiefreisetzung
G _{Ic}	[N/mm]	kritische Energiefreisetzungsrates im Versagensmode I
h	[mm]	Höhe des Probekörpers
H	[J]	Energiepotenzial
I	[mm ⁴]	Flächenträgheitsmoment
K	-	Steifigkeitsmatrix

L.U.	-	Lastungleichförmigkeit
l_0	[mm]	Probenlänge
l_c	[mm]	Crashlänge
l_{\max}	[mm]	maximale Bauteilverformung
m	[kg]	Masse
M	-	Massenmatrix
max	-	maximal
M_c	[kg]	zerstörte Masse
min	-	minimal
P	[N]	Belastungskraft bei Klebstoffprüfungen
s	-	Versagensvariable
SOFT	-	Entfestigungsfaktor
t	[mm]	Wandstärke
t	[s]	Zeit
Δt	[s]	Zeitinkrement
U	-	Verschiebungsvektor
U	-	Geschwindigkeitsvektor
U	-	Beschleunigungsvektor
v	[m/s ²]	Geschwindigkeit
v	-	Versagensvariable
v_k	-	kombinierte Versagensvariable
w	[mm]	Durchbiegung
x_{\max}	[mm]	maximale Bauteilverformung
x_{peak}	[mm]	Verformung bei F_{peak}
z	-	Versagensvariable

δ	[mm]	Traversenweg
Δ	[mm]	Korrekturterm
ε_{cb}	[%]	Druck-Bruchstauchung
ε_{tb}	[%]	Zug-Bruchdehnung
φ_{Fm}	[%]	Fasermassenanteil
φ_{Fv}	[%]	Faservolumenanteil
ν	-	Querkontraktionszahl
ρ	[kg/m ³]	Dichte
σ	[MPa]	Spannung
σ_{bb}	[MPa]	Biegefestigkeit
σ_{cb}	[MPa]	Druckfestigkeit
σ_{tb}	[MPa]	Zugfestigkeit
τ_s	[MPa]	Schubfestigkeit
ω	-	Degradationsparameter

Abkürzungsverzeichnis

BMC	Bulk Moulding Compound
CAD	Computer Aided Design
CAE	Computer Aided Engineering
DCB	Double Cantilever Beam
EP	Epoxid
FEM	Finite Elemente Methode
FVK	Faserverbundkunststoff
Gew.	Gewicht
IMC	In Mould Coating
LP	Low Profile
LS	Low Shrink
MT	Material Tool
N	Nass
Nfz	Nutzfahrzeug
PE	Polyethylen
Pkw	Personenkraftwagen
PUR	Polyurethan
SMC	Sheet Moulding Compound
T	Trocken
UP	Ungesättigtes Polyester
VE	Vinylester
Vol.	Volumen

1 Einleitung

1.1 Einführung

Die Anforderungen an heutige Personenkraftwagen (Pkw) unterliegen einem steten Wandel. Aus diesem evolutionären Prozess ergeben sich neue Ziele aus wirtschaftlichen, ökologischen oder politischen Gesichtspunkten. Die wichtigsten Faktoren, die Einfluss auf die Fahrzeugentwicklung haben, sind in Bild 1.1 dargestellt.

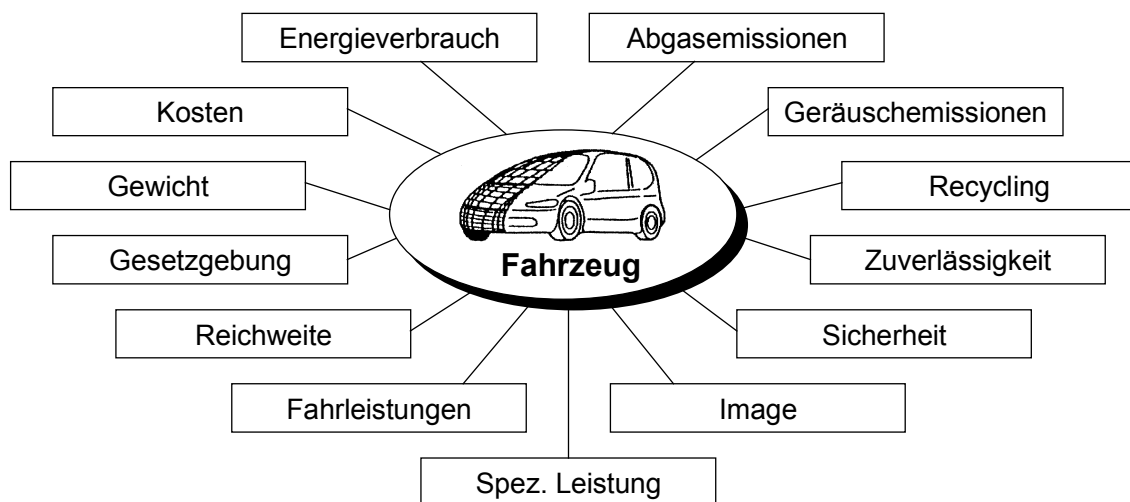


Bild 1.1: Einflussfaktoren auf die Fahrzeugentwicklung [4]

Die dargestellten Faktoren geben immer neue Rahmen für die Entwicklung und Konstruktion von Kraftfahrzeugen vor. Nur wenn veränderte Rahmenbedingungen gravierende Einschnitte hervorrufen, können auch neue Konzepte realisiert werden. Dann muss allerdings, z.B. bei der Nutzung neuer Werkstoffe wie Faserverbundkunststoffen, deren Kompatibilität mit den o.a. Einflussfaktoren gegeben sein.

Im Rahmen dieser Arbeit werden bestimmte Aspekte aus den genannten Themenfeldern betrachtet. Dabei steht der Werkstoff Sheet Moulding Compound (SMC) im Vordergrund. Bei SMC handelt es sich um einen in der zweiten Hälfte des letzten Jahrhunderts entwickelten Faserverbundkunststoff (FVK). Faserverbundkunststoffe finden heute in zunehmendem Maße Anwendung im Automobilbau, wobei die einzelnen FVK breite Anwendungsspektren bieten. Je nach Faserart und -konfiguration, Matrixmaterial und daraus resultierend dem Verarbeitungsverfahren unterscheiden sie sich stark in Eigenschaft, Preis und Herstellungsaufwand von Bauteilen. Technisch nutzbar ist dabei die zielgerichtete Einstellung spezieller Eigenschaften.

Problematisch ist bei Faserverbundkunststoffen die Inhomogenität. Diese - technisch jedoch auch nutzbare - Eigenschaft bewirkt Modifikationen im Material während des gesamten Verarbeitungsprozesses vom Rohmaterial (Fasern, Kunststoffe, Zusatzstoffe) bis zum fertigen Bauteil. Jeder Verarbeitungsschritt hat Auswirkungen auf das spätere Bauteil und seine Eigenschaften.

Die ersten Anwendungen von SMC lagen in der Elektroindustrie, z.B. Schaltschränken. Charakteristisch für den Werkstoff sind im Wesentlichen die folgenden Merkmale:

- günstiger Preis
- einfache Verarbeitung
- gute mechanische Eigenschaften
- Korrosionsbeständigkeit.

Ein großer Vorteil des Materials ist vor allem die großserientechnische Nutzung in unterschiedlichen Industriebereichen. So sind Anwendungen in der Bauwirtschaft, in der Elektroindustrie und im Nutzfahrzeugsektor seit langem Stand der Technik. Im Pkw-Sektor wird SMC derzeit als Werkstoff für Beplankungsteile genutzt.

Bewährt hat sich SMC seit Jahrzehnten als Werkstoff für Telefonzellen und Schaltschränke. Wegen der sehr guten Korrosionsbeständigkeit treten auch für Pkw-Anwendungen keine Probleme bzgl. der Haltbarkeit auf. Im Gegensatz zu den Hochleistungsfaserverbundkunststoffen, die aus den Luft- und Raumfahrtanwendungen stammen und in der Regel aus hochwertigen Matrixmaterialien und Kohlenstofffasern aufgebaut sind - manuell im Laminierverfahren verarbeitet - handelt es sich bei SMC um einen preisgünstigen FVK. Die Anwendung von SMC als Werkstoff für Strukturbauteile bietet einerseits Vorteile wie den günstigen Preis, die großserientechnische Nutzung und die Unwichtigkeit der Oberflächenstruktur bei Nicht-Sichtteilen, andererseits werden aber neue Anforderungen durch das Anwendungsspektrum gestellt.

Außer der Berücksichtigung werkstofftechnischer Aspekte kommen Anforderungen durch den Schritt vom angeschraubten Verkleidungsteil mit geringen strukturmechanischen Aufgaben zum Karosserie- bzw. Strukturbauteil hinzu:

- Energieabsorption im Crashfall
- Eignung der Fügetechnik Kleben
- Betrachtbarkeit mit heute üblichen Entwicklungsmethoden (CAE, FEM).

An die heutigen Fahrzeugstrukturen werden umfangreiche Forderungen hinsichtlich der Crashtauglichkeit gestellt. Die Crashcharakteristik eines Fahrzeuges (Deformationsverhalten und Reparaturfreundlichkeit) beeinflusst direkt die Fahrzeugfolgekosten (Versicherungseinstufung, Reparaturkosten). Andererseits, und viel wichtiger, wird durch optimale Energieabsorptionseigenschaften im Zusammenspiel aller beteiligten Komponenten auch das Leben der Fahrzeuginsassen geschützt.

Die heute üblichen metallischen Strukturen einer Fahrzeugfront basieren auf einer jahrzehntelangen theoretischen und praktischen Erfahrung hinsichtlich der Konstruktion einer sicherheitstechnisch optimalen Fahrzeugstruktur. Alle Formen der Kollision wurden hinreichend qualifiziert, um die Rohbaustrukturen weiter zu entwickeln und zu optimieren. Selten werden neue Konzepte wie z.B. das von der Mercedes-Benz A-Klasse bekannte Sandwichprinzip realisiert.

Beim Wechsel zu einem in dieser Anwendung neuen Werkstoff muss auch dessen Versagenscharakteristik betrachtet werden. Metallische Strukturen falten bei axialer Stauchung. Es liegen punktuelle plastische Deformationen vor. Heute übliche Faser-verbundkunststoffe versagen hingegen i.d.R. durch progressives Crushing, d.h. das komplette Material wird zerstört: Fasern biegen und brechen, Matrixmaterial zerbröckelt, was zur Folge hat, dass der Zusammenhalt zwischen Fasern und Matrix verloren geht. Allerdings liegt genau darin der Vorteil dieser neuen Materialien im Vergleich zu den traditionellen metallischen Werkstoffen. Durch die komplette Zerstörung des Materials zeigt sich bei vergleichbaren Bauteilen eine höhere spezifische Energieaufnahme, da die FVK eine wesentlich geringere Dichte als Standardmetalle besitzen.

Bei der Anwendung der neuen Materialien sind auch die Fügekonzepte zu untersuchen. Das klassische Fügeverfahren Schweißen ist nur begrenzt anwendbar. Bei thermoplastischen FVK ist es im Einsatz. Bei FVK auf Duromerbasis ist dieses Verfahren aufgrund der Unschmelzbarkeit des Materials ausgeschlossen. Eine Alternative wären Nietverbindungen, jedoch widersprechen sie der konstruktiv sinnvolleren flächigen Kräfteinleitung in die spröderen Faserverbundmaterialien. Schraubverbindungen sind mit Nietverbindungen vergleichbar und darum ebenso ungeeignet. Als Konsequenz ergibt sich die Klebeverbindung, die im Karosseriebereich in Struktur-anwendungen bisher kaum genutzt wird. Die Eignung dieser Verbindungstechnik für SMC-Bauteile zeigen die heute üblichen Anwendungen. Im Automobilbau muss allerdings auch die Tauglichkeit von Klebeverbindungen bei der Anwendung von SMC für Strukturbauteile unter Crashbelastung nachgewiesen werden.

Nach Klärung obiger Aspekte (Crashtauglichkeit, Fügeverfahren) ist das grundsätzliche Anforderungsprofil für Strukturwerkstoffe erfüllt. Zur Eingliederung in den heute üblichen Entwicklungsablauf einer Pkw-Struktur muss der Werkstoff der Struktur-

bauteile in den verfügbaren Berechnungswerkzeugen dargestellt werden können. Wie Bild 1.2 zeigt, sind die Methoden des CAE (Computer Aided Engineering) ein Hauptbestandteil im Entwicklungsprozess.

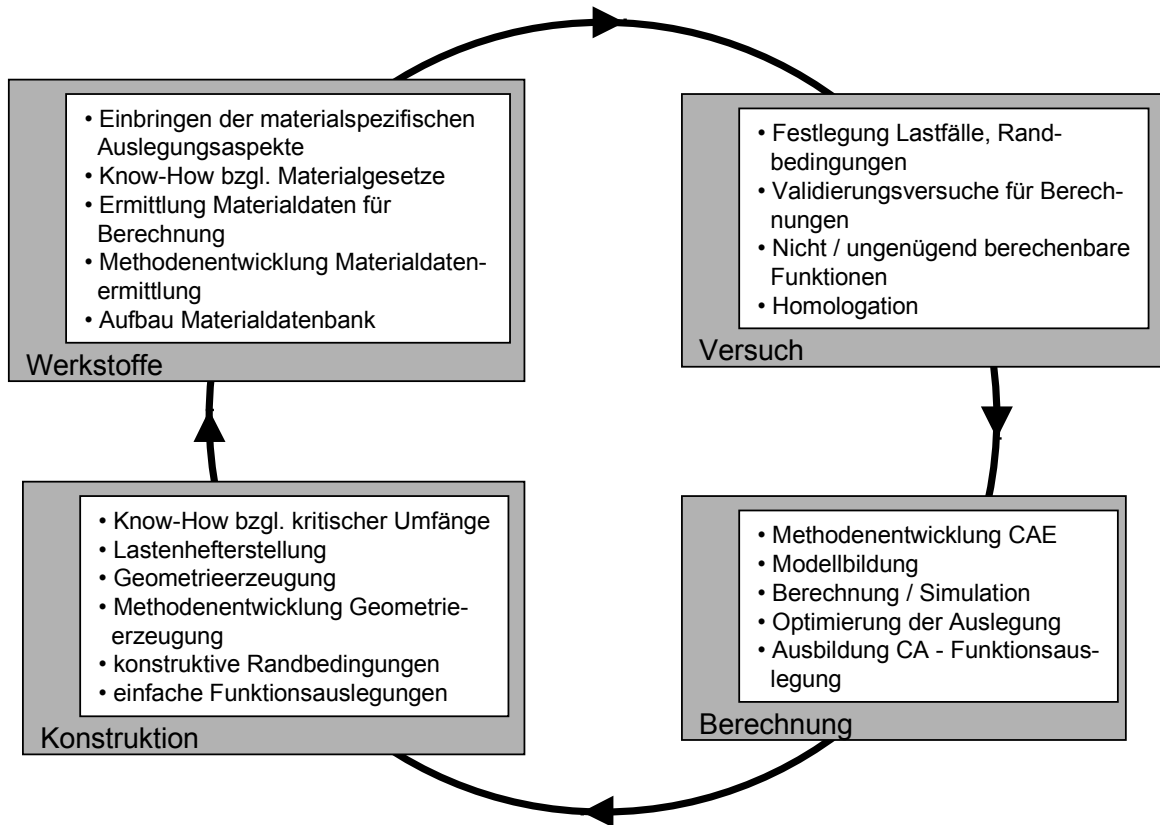


Bild 1.2: CAE (Computer Aided Engineering) im Entwicklungsprozess [10]

Die Werkzeuge des CAE sind unverzichtbar, da sie die Entwicklungszeiten und -kosten eindeutig senken. Neue Materialien wie Faserverbundkunststoffe finden ihren Weg in automobile Anwendungen im Strukturbereich nur, wenn erprobte Entwicklungsmethoden beibehalten werden können. Eine Abweichung vom aktuellen Entwicklungsablauf bedeutet einen höheren Zeit-, Personal- und Kostenaufwand.

Die numerische Beschreibung des Verhaltens des klassischen Karosseriewerkstoffes Stahl ist heute Stand der Technik. Neu eingesetzte Materialien wie Aluminium und FVK können wegen ihres komplexen Versagensverhaltens und vieler benötigter Materialwerte nicht in voller Form abgebildet werden. Die Versagensmechanismen erlauben keine einfachen Werkstoffmodelle.

Bauteilanalysen unter statischer Belastung sind auch für Faserverbundkunststoffe bei komplexem Versagen möglich. Die Berechnungsmöglichkeiten hinsichtlich Crashverhalten von Fahrzeugstrukturen aus FVK müssen jedoch noch erweitert werden. FVK generell verschließen sich derzeit noch einer eindeutigen numerischen

Darstellung der Materialcharakteristik. Die vorhandenen Simulationsansätze orientieren sich sinnvollerweise an einzelnen Gruppen von FVK. Ein speziell auf SMC abgestimmtes Materialmodell liegt bislang noch nicht vor.

1.2 Aufgabenstellung und Zielsetzung

Abgeleitet aus den Ausführungen im letzten Kapitel ergeben sich zur Förderung der Nutzung von SMC als Werkstoff für Strukturbauteile die in Bild 1.3 gezeigten Aspekte als Handlungsbedarf.

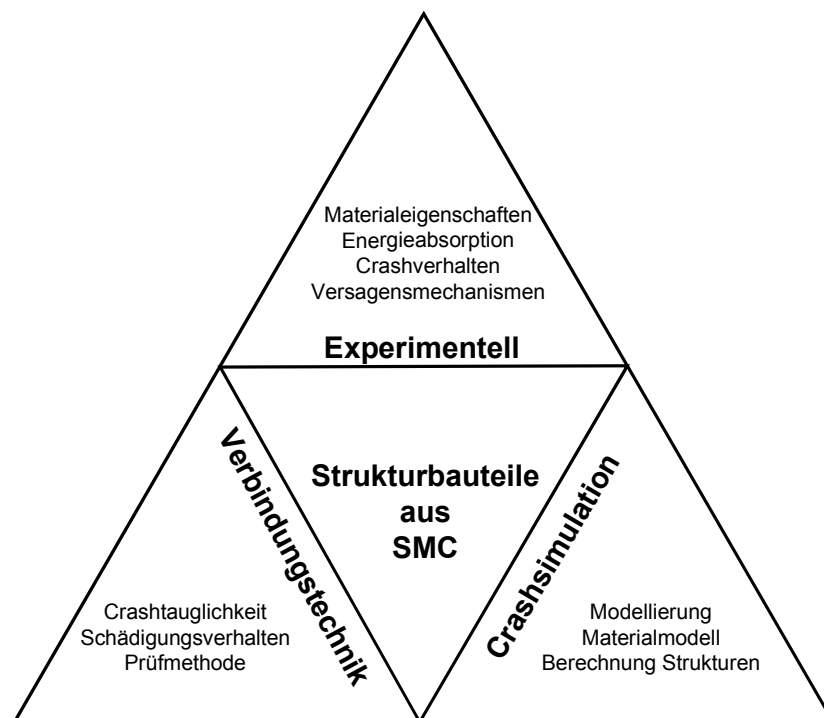


Bild 1.3: Entwicklungsbedarf zur Anwendung von SMC in Strukturbauteilen

Im Rahmen dieser Arbeit wird der "alte" Werkstoff SMC (erste Entwicklungen in den 50er Jahren) hinsichtlich seiner Eignung zur Herstellung von Strukturbauteilen und somit sicherheitsrelevanten Bauteilen (Energieabsorption) für Personenkraftwagen (Pkw) im Hinblick auf die in Bild 1.3 genannten Themenfelder untersucht. So ist zum Beispiel ein erhöhter Kostenaufwand auf der Seite des eingesetzten Materials (teure Werkstoffe) durchaus akzeptabel, wenn dadurch die Sicherheit oder die spezifische Leistung erhöht bzw. der Energieverbrauch durch Leichtbau gesenkt werden kann.

Ziel dieser Arbeit ist es, einen Beitrag zur verstärkten Nutzung von SMC als Werkstoff für Strukturbauteile für Pkw zu leisten. Zunächst wird der augenblickliche Stand der SMC-Technologie mit folgenden Schwerpunkten beschrieben: Materialkomponenten, Verarbeitung, Anwendungen, Eigenschaften. Ebenso wird der aktuelle Stand der Crashsimulation aufgearbeitet und näher auf die z.Zt. verfügbaren Modelle und

Algorithmen zur Berechnung des Verhaltens von Faserverbundkunststoffen eingegangen.

Weitgehend ungeklärt ist bisher das Energieabsorptionsverhalten von SMC unter Crashbelastung. Deshalb wird das Crashverhalten und das Energieaufnahmevermögen von SMC-Materialien verschiedener Hersteller und unterschiedlicher Zusammensetzung untersucht: Standard-SMC-Materialien, SMC mit unidirektionaler Faserverstärkung, Leicht-SMC, Recyclat-SMC, flexibles SMC. Dabei werden verschiedene Probengeometrien (Rechteckrohr mit/ohne Flansch) bei unterschiedlichen Aufprallgeschwindigkeiten (50 mm/min bis 12 m/s) geprüft und die Ergebnisse analysiert.

Aufbauend auf den Erfahrungen, die Crashversuche liefern, wird die Klebtechnik am Beispiel der Rechteckrohrproben mit Flansch näher untersucht. Da das Crashverhalten einer solchen Probe in starkem Maße von der Qualität und Crashtauglichkeit der Verbindung abhängt, wird eine Methode entwickelt, um diese mit einem einfachen Versuch zu prüfen. Dabei wird das Gesamtsystem (Fügepartner und Klebstoff) hinsichtlich seiner Eigenschaften unter Crashbelastung beurteilt. Es handelt sich dann selbstverständlich nicht um reine Klebstoffkennwerte.

Im Rahmen der Arbeiten zur Erstellung eines Modells zur numerischen Beschreibung des Materialverhaltens von SMC wird ausgehend von Materialmodell MT54 in LS-DYNA ein modifiziertes Materialmodell für diesen Werkstoff entwickelt. Die Validierung dieses Materialmodells erfolgt anhand einfacher Rohrproben unter axialer Crashbelastung durch den Vergleich mit experimentellen Ergebnissen. Anschließend wird das Modell für die Crashanalyse eines SMC-Längsträgers genutzt.

Aus den gewonnenen Erfahrungen sind Konstruktionsrichtlinien für crashoptimierte SMC-Bauteile abzuleiten.

2 Stand des Wissens

2.1 Sheet Moulding Compound (SMC)

2.1.1 Material, Materialzusammensetzung

Ende der fünfziger Jahre begann eine neue Werkstoffgruppe sich ihren Markt zu erobern: Verbundwerkstoffe aus Reaktionsharzen und Glasfasern, die unter Druck und Wärmeeinwirkung zu Formteilen ausgehärtet werden. Unter der Bezeichnung SMC (Sheet Moulding Compound) gewann dieser Werkstoff in kurzer Zeit weltweite Bedeutung. Daraus hergestellte hochbelastbare, korrosionsbeständige Formteile fanden rasch Anwendung im Bauwesen, in der Elektroindustrie und im Flugzeugbau.

In den achtziger Jahren entwickelte sich die Automobilindustrie, hauptsächlich der Nutzfahrzeugsektor, zu einem der Hauptabnehmer, da SMC in idealer Weise geringes Gewicht, hohe Belastbarkeit und große Freiheit in der Gestaltung der Formteile [5] vereint. Der Werkstoff findet zunehmend Verwendung, z.B. für Abdeckungen, Strukturteile, Gehäuse- und Karosserieaußenteile. Weitere Vorteile von SMC sind der günstige Preis, die hohe Wärmeformbeständigkeit [2] und die vorhandene großserienfähige Verarbeitungstechnologie. Der Anteil von SMC an der Produktion glasfaserverstärkter Kunststoffe liegt bei über 30 %. Vom gesamten SMC-Anteil werden über 40 % im Fahrzeugsektor verarbeitet.

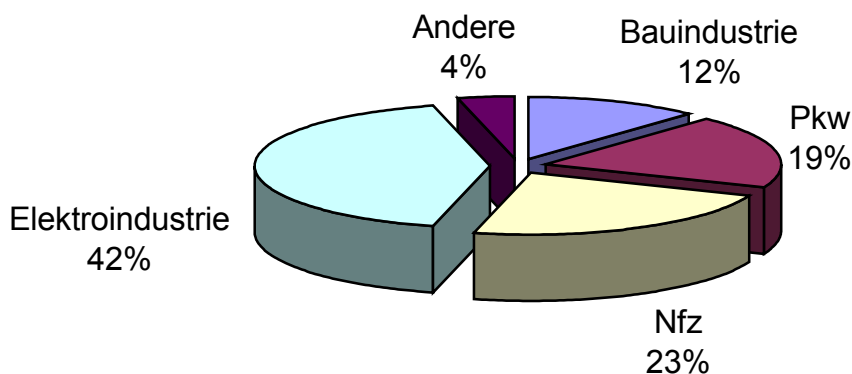


Bild 2.1: Verwendung von SMC nach Industriebereichen in Europa, 1995 [28]

Wie bei allen FVK werden die Eigenschaften des Materials durch das Zusammenwirken der Hauptkomponenten bestimmt. Bei SMC kommen als Faserwerkstoff E-Glas und als Kunststoffharz vor allem ungesättigtes Polyester (UP) oder Vinylester (VE) zum Einsatz.

VE-Harze nehmen eine Position zwischen UP- und EP-Harzen ein. Sie sind zäher als UP-Harze und verfügen über eine bessere Faser/Matrix-Haftung, so dass sie

vorwiegend in dynamisch beanspruchten Bauteilen Verwendung finden. Sie werden wegen ihrer Chemikalienbeständigkeit dort eingesetzt, wo besonders korrosive Bedingungen vorliegen.

Wie bei allen Faserverbundkunststoffen dienen auch bei SMC die Fasern zur Steifigkeitserhöhung, zur Verbesserung der Ermüdungs- und Brucheigenschaften, zur Erhöhung des Kriechwiderstandes und zur Verbesserung von Reibungs- und Verschleißeigenschaften. Die Aufgaben der Matrix sind die Übertragung und Verteilung der Belastungen auf das Verstärkungsmaterial, das Separieren und Fixieren der Verstärkungskomponenten und der Schutz vor Umwelteinflüssen. In der Matrix werden folgende Bestandteile unterschieden: Harz, Füllstoffe und Additive. Füllstoffe wie z.B. Kreide (CaCO_3) kommen zum Einsatz, um die Steifigkeit zu erhöhen, den Härtungsschumpf zu reduzieren, die Viskosität zu beeinflussen, die Oberflächenqualität zu verbessern und die Werkstoffkosten zu senken [114].

Additive erfüllen viele Aufgaben und werden nach [19] unterschieden in:

- Inhibitor zur Verhinderung der vorzeitigen Aushärtung und zur Verlängerung der Fließzeit des Halbzeugs
- Thermoplastische Additive zur Schrumpfkompensation
- Trenn- und Gleitmittel zur einwandfreien Entformung
- Rheologische Additive (Verlaufsmittel, Entlüfter und Netzmittel)
- Farbpigmente.

Ein typisches Unterscheidungsmerkmal verschiedener SMC-Rezepturen ist die Härtungsschwindung, d.h. die Verringerung der Bauteilgröße beim Aushärten während der Verarbeitung, wobei sich diese Schwindung allerdings auch in eine Ausdehnung umkehren kann. Die Härtungsschwindungen in Abhängigkeit der Formulierungen Standard, Low Shrink (LS), Low Profile (LP) zeigt Tabelle 2.1.

Standard-SMC findet dort Verwendung, wo die Bedeutung der Oberflächenqualität gegenüber den mechanischen und physikalischen Eigenschaften zurücktritt. LS-SMC's haben gegenüber Standardharzen eine reduzierte Schwindung, die sich positiv auf die Formteilgenauigkeit, den Verzug und die Oberflächenqualität, jedoch nachteilig auf die Entformbarkeit auswirkt. LP-UP-Harze weisen keine Schwindung bzw. sogar eine Volumenvergrößerung auf.

Tabelle 2.1: Härtungsschwindung [19]

SMC-Qualität	Härtungsschwindung [Vol.-%]
Standard UP-Harz	6 bis 9
Standard SMC	0,15 bis 0,3
Low-Shrink SMC (LS-SMC)	0,06 bis 0,14
Low-Profile SMC (LP-SMC)	-0,04 bis +0,04

Durch die Kombination von regellos angeordneten, gerichteten und endlosen Fasern kann eine bestimmte Faserstruktur realisiert und damit das Werkstoffverhalten beeinflusst werden. In Abhängigkeit von der Faserstruktur unterscheidet man die im folgenden Bild dargestellten SMC-Typen.

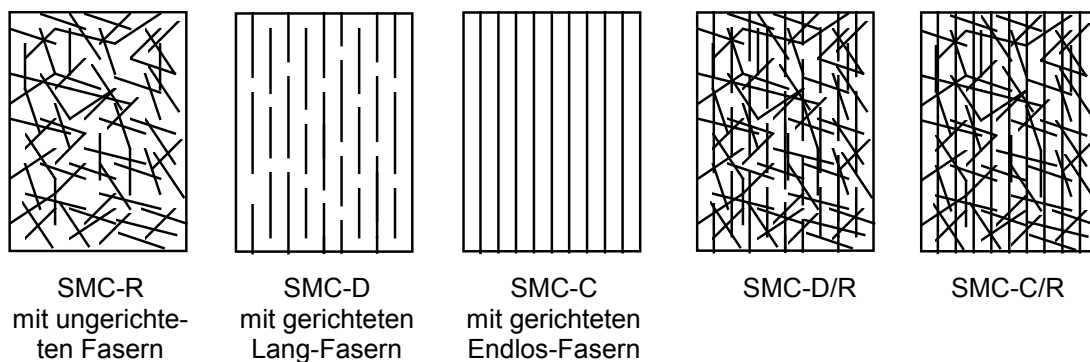


Bild 2.2: SMC-Typen

Durch gezielte Variation der Art und der prozentualen Anteile der Komponenten kann SMC als Werkstoffsystem hinsichtlich seiner Eigenschaften auf spezielle Erfordernisse einer Anwendung eingestellt werden. Diese Variationsmöglichkeit eröffnet dem Material ein breites Einsatzspektrum.

Die normgerechte Bezeichnung des Materials ergibt sich aus DIN 16913. Das am häufigsten verwendete SMC-R (regellos orientierte Verstärkungsfasern) zeigt aufgrund seiner gleichmäßigen Fließeigenschaften die besten Verarbeitungsmöglichkeiten. Die mechanischen Eigenschaften der Modifikationen SMC-C (continuous) und SMC-D (discontinuous) sind richtungsabhängig und können auf spezielle Belastungsfälle abgestimmt werden [29]. Die Herstellung und Verarbeitung des SMC-Rohmaterials wird im folgenden Kapitel näher erläutert.

2.1.2 Verarbeitung von SMC

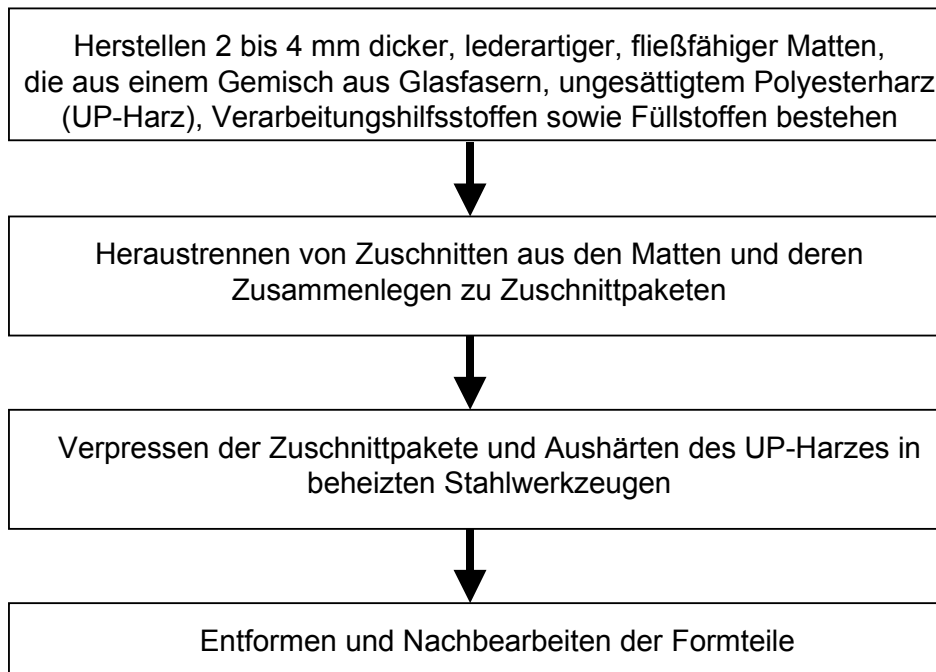


Bild 2.3: Verarbeitungsschritte zur Herstellung von SMC-Bauteilen [119]

Die Herstellung von Formteilen aus SMC gliedert sich in die Produktion des SMC-Rohmaterials und dessen Weiterverarbeitung. Das Rohmaterial – die Formmasse – wird auf der Imprägnieranlage als Halbzeug hergestellt. Dazu werden zwei Endlos-Polyethylenfolien mit dem zuvor analog der gewünschten Rezeptur gemischten Matrixmaterial (Harz, Füllstoffe, Additive) beschichtet. Endlos-Glasfaserrovings werden kontinuierlich mit einem Breitschneidwerk in 25 bis 50 mm lange Faserbündel geschnitten, die wegen des Schwerkrafteinflusses regellos auf die mit Matrixmaterial beschichtete erste PE-Folie fallen. Über entsprechende Rollenführungen wird die zweite PE-Folie zugeführt und mit der beschichteten Seite auf den Glasfasern abgelegt. Eine folgende Verdichtergruppe sorgt für eine intensive Benetzung der Fasern. Das so entstandene SMC-Rohmaterial (Prepreg) wird auf Spulen aufgerollt und mit styrolundurchlässigen Folien verschlossen. Die SMC-Rollen reifen anschließend in temperaturgeregelten Räumen, d.h. sie werden je nach Rezeptur circa ein bis sieben Tage gelagert. Während dieser Reifezeit erhöht sich die Viskosität des Prepregs. Das SMC besitzt dann eine lederartige Konsistenz, in der es sich gut handhaben lässt (zuschneiden und dosieren) [2].

Die Qualität der SMC-Formteile ergibt sich aufgrund der Komplexität des Werkstoffes bzw. der Anzahl der beteiligten Komponenten und Verfahrensschritte bis zum fertigen Bauteil als Ergebnis aus dem Zusammenwirken aller Prozessbeteiligten. Im Anschluss an die Halbzeugherstellung kann das SMC zu Bauteilen verarbeitet wer-

den. Dazu werden die Zuschnitte entsprechend der benötigten Materialmenge angefertigt und die PE-Folien entfernt. Die Teile werden in das auf etwa 150°C aufgeheizte Werkzeug eingelegt. Das Werkzeug schließt sich und das Material wird bei einem Druck von ca. 80 bar verpresst. Nach einer Aushärtezeit von etwa 40 Sekunden pro Millimeter Wandstärke wird das Presswerkzeug geöffnet und das fertige Bauteil kann entformt werden. Charakteristisch für die Anwendung und bestimmend hinsichtlich der Werkzeugkosten sind die Tauchkanten zum Aufbau des benötigten Innendrucks und der Ölkreislauf zum Aufheizen des Werkzeuges. Aufgrund des Verarbeitungsverfahrens eignet sich das Material vor allem für flächige Bauteile, wobei pressverfahrenstypische Konstruktionsrichtlinien wie z.B. die Realisierung von Ausformschrägen und Radien eingehalten werden müssen.

Eine Weiterentwicklung in der Verarbeitung von SMC-Rohmaterial stellt die IMC-Beschichtung (In Mould Coating) dar. Dabei wird kurz vor dem Aushärten des Formteiles das Werkzeug um wenige Millimeter geöffnet und über einen Spritzkopf Lack eingespritzt. Das Werkzeug wird wieder geschlossen, wodurch der Lack auf das Formteil aufgespreßt wird und aushärtet. Dabei erhält man eine geschlossene Grundierung auf der SMC-Oberfläche, die problemlos weiterlackiert werden kann [31], [32].

Mit SMC verwandte, teigige Formmassen, die zum Spritzen und Transferpressen geeignet sind, werden im Allgemeinen als BMC (Bulk-Moulding-compound) bezeichnet. Gepresste Formteile aus SMC haben deutlich bessere mechanische Eigenschaften als solche aus BMC [115].

2.1.3 Anwendungen von SMC

Die Nutzung von SMC begann in den 60er Jahren mit der Fertigung von Kabelverteilerschränken, Leuchten, Gehäusen für Elektrogeräte, usw.. Bald darauf folgten Bauteile wie Zylinderkopfdeckel und Ölwannen für Dieselmotoren. Mit der Entwicklung der LP-UP-Harze konnten dann auch Automobil-Außenteile mit akzeptierbarer Oberflächenqualität hergestellt werden. Front-Ends in den USA und das abnehmbare Sonnendach des VW-Porsche 914 in Europa waren die ersten Serienteile mit LP-SMC [11].

Die Oberflächenprobleme wurden mit dem Einsatz der IMC-Beschichtung Anfang der 80er Jahre erstmals gelöst. Darauf folgten Bauteile wie die Motorhaube des Citroen BX. Die neu entwickelten hochfesten SMC-Materialien mit Glasgehalten von 60 Gew.-% führten zu Stoßfängeranwendungen in vielen Automobilen [11].

Im Bauwesen finden sich vor allem Verkleidungsteile im Außenbereich von Fassaden. Die Elektroindustrie nutzt SMC wegen seiner Haltbarkeit und Unempfindlichkeit

gegenüber Umwelteinflüssen als Werkstoff für Gehäuse- und Schrankbauteile. Im Bereich der Bahnanwendungen – U-Bahn, Eisenbahn – wird SMC als Material für Verkleidungsteile mit integrierter tragender Funktion genutzt.

Ein typisches Beispiel für die Nutzung von SMC im Nutzfahrzeugbereich zeigt der Mercedes-Benz Actros. Einerseits werden Verkleidungsteile aus SMC gefertigt, andererseits erfüllen auch die Einstiegsstufen aus SMC die Anforderungen bei der hohen Belastung beim Einstieg der Insassen. Besonders bei französischen Pkw-Fabrikaten finden sich umfangreiche Anwendungen von SMC als Verkleidungs- bzw. Außenhautbauteil.

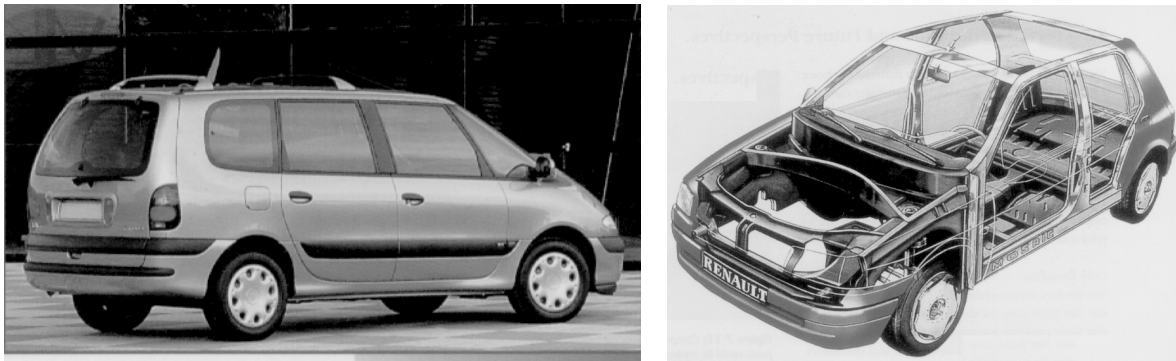


Bild 2.4: Anwendung von SMC im Pkw-Bereich – Karosserie-Außenbauteile des Renault Espace [5] und Studie einer SMC Frontstruktur für den Renault Clio, entwickelt im Projekt MOSAIC [5]

Die Eignung von SMC als Werkstoff für eine komplette Frontstruktur wurde im geförderten EG-Projekt MOSAIC in den Jahren von 1990 bis 1994 von den Firmen Renault, Frankreich, und DSM, Niederlande, durchgeführt. Ziel des Projektes war die Entwicklung einer Struktur, die Serienanforderungen erfüllt. Ergebnis war das dargestellte Frontmodul des Renault Clio.

Der gesamte Vorbau wurde aus neun Teilen realisiert, wobei die Integration von Funktionen in den Vordergrund gestellt wurde. Das Potential einer solchen Struktur gibt der folgende Abschnitt wieder:

- bis 500 Fahrzeuge/Tag günstiger als die Original-Stahl-Struktur
- bis 1800 Fahrzeuge/Tag vergleichbar mit Stahl- und Aluminium-Alternativen, die ebenfalls im Projekt untersucht wurden
- Reduzierung der Verbindungspunkte von 30 auf drei
- Reduktion von 60 Stahl-Teilen auf neun FVK-Teile
- Gewichtsreduzierung um 20%.

Zusätzliche Vorteile der FVK-Front-Struktur waren:

- Erfüllung der ECE12-Crashanforderungen (50km/h)
- Korrosionsbeständigkeit.

Weitere Beispiele für heutige SMC-Anwendungen im Automobilbereich finden sich in der folgenden Tabelle.

Tabelle 2.2: Beispiele für SMC-Anwendungen im Automobilbereich [120]

Hersteller	Modell	Bauteil
DaimlerChrysler	S-Klasse Coupe	Heckdeckel
Renault	Espace	Stoßfänger, Kotflügel, Türaußenverkleidung
Ford	Taurus, Mustang	Frontend
Alfa Romeo	GT Spider	Motorhaube
BMW	3er touring	Dachspoiler

Erste Ansätze zur rechnerischen Untersuchung von SMC-Strukturbauteilen hinsichtlich ihrer Crasheigenschaften zeigt Bild 2.5. Beide Anwendungsbeispiele zeigen Bauteile, die im Rahmen der Untersuchungen jedoch nicht hinsichtlich ihres Energieaufnahmevermögens beurteilt wurden. Ziel der Arbeiten war in diesem Fall das globale Deformationsverhalten bezogen auf die Knickstabilität.

Bei der Anwendung als Verdeckabdeckung ergab die Simulation die Notwendigkeit der Integration einer Sollbruchstelle im Bauteil, um beim Heckaufprall Verletzungen der Fondpassagiere im Halsbereich zu vermeiden. Bei der rechnerischen Untersuchung der gefügten SMC-Teile wurden insbesondere verschiedene Sollbruchstellengeometrien zur Steuerung des Crashverhaltens der Struktur betrachtet und bewertet.

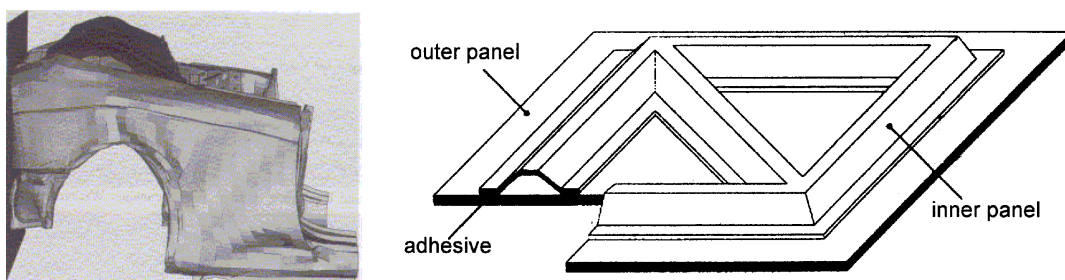


Bild 2.5: Simulation des Heckcrashes eines Renault Megane Cabrio mit Heckdeckel und Verdeckabdeckung aus SMC [33] und Studie eines flächigen SMC-Bauteiles mit Verstärkungsrippen als Motorhaubenanwendung [7]

Ein wichtiger Aspekt bei der Nutzung von SMC ist die Funktions- und Teileintegration. Das o.g. Projekt MOSAIC hat die hier bestehenden Möglichkeiten eindrucksvoll

nachgewiesen. Weitere Konstruktionsmöglichkeiten und -richtlinien bei der Arbeit mit SMC sind in der Literatur ausführlich erläutert.

2.1.4 Eigenschaften von SMC

2.1.4.1 Standard-SMC

Bei Standard-SMC handelt es sich nach DIN 16913 um den Typ „R“. D.h. die Fasern sind prinzipiell regellos (zufällig = random) orientiert. Dennoch sind Richtungsabhängigkeiten der Eigenschaften von SMC in geringem Umfang möglich. Diese werden durch viele Einwirkungen bei der Rohmaterialherstellung, vom Einlegeverfahren ins Werkzeug, von den Fließwegen und von der Bauteilgeometrie beeinflusst. Umfangreiche Untersuchungen befassen sich mit dieser Thematik [35], [19].

Tabelle 2.3: Untersuchte Standard-SMC-Materialien

SMC	Zusammensetzung
LJ 1895/225/1 (Menzolit-Fibron GmbH)	35% Textilglasroving geschnitten 30% VE-Harz, schwingungskompensiert (PS) 35% mineralische Füllstoffe (Kreide), Pigmente, Trennmittel
LJ 1895/225/2 (Menzolit-Fibron GmbH)	40% Textilglasroving geschnitten 30% VE-Harz, schwingungskompensiert (PS) 30% mineralische Füllstoffe (Kreide), Pigmente, Trennmittel
HUP 10/30 R-7031 (Duroform GmbH)	30% E-Glasfaser 29% UP-Harz 33% Kreide 8% Härter, Pigmente, Trennmittel, Additive
HUP AT 1807/60 Rb-7035 (Duroform GmbH)	60% E-Glasfaser 23% VE-Harz 11% Kreide 6% Härter, Pigmente, Trennmittel, Additive
SMC 1613 (DSM)	25% Glasfaser 30,1% Polyester/Vinylester Hybridharz 44,9% Füllstoffe
HMC 1614 (DSM)	45% Glasfaser 30,2% Polyester/Vinylester Hybridharz 24,8% Füllstoffe

Die Eigenschaften der in Tabelle 2.4 dargestellten Materialien wurden im Rahmen dieser Arbeit ermittelt. Die Kennwerte wurden immer in Längs- und Querrichtung der Prüfplatten gemessen. Es zeigten sich dabei nur sehr geringe Richtungsabhängigkeiten.

Tabelle 2.4: Materialeigenschaften der untersuchten Standard-SMC

Eigen- schaft	Einheit	Norm	DSM		Duroform		Menzolit- Fibron	
			SMC	HMC	HUP 10/3 0	HUP AT 1807	18/95 / 225/1	18/95 / 225/2
ρ	kg/dm ³	DIN 53479	1,90	1,93	1,67	1,93	1,79	1,80
φ_{Fm}	Masse-%	-	27,6	45,0	31,7	60,4	33,8	40,2
φ_{Fv}	Vol.-%	-	20,8	34,3	20,9	46,0	24,0	28,4
E_t	GPa	DIN 53455	11,6	14,9	9,12	16,0	12,1	13,3
ε_{tb}	%	DIN 53455	1,77	1,71	0,84	1,53	2,02	2,03
σ_{tb}	MPa	DIN 53455	79,7	144	50,8	165	121	144
E_c	GPa	DIN 53454	10,1	12,4	9,38	13,5	11,2	12,8
ε_{cb}	%	DIN 53454	2,43	1,91	1,95	1,88	2,55	2,03
σ_{cb}	MPa	DIN 53454	179	188	153	216	223	215
E_b	GPa	DIN EN 63	11,1	12,7	7,62	23,1	17,5	19,3
σ_{bb}	MPa	DIN EN 63	190	264	130	358	254	310
G	GPa	DIN 53455	4,09	5,42	3,72	5,67	4,79	4,65
τ_s	MPa	ASTM D 5379	95,0	132	73,1	152	118	129
Schlagz.	kJ/m ²	DIN 53453	71,6	101	44,4	89,9	80,8	121

2.1.4.2 Neuere SMC-Entwicklungen

Inhalt der Untersuchungen mit speziellen SMC-Typen waren folgende Materialien: unidirektional verstärktes SMC, Leicht-SMC, flexibles SMC, Recyclat-SMC. Im Folgenden wird auf die unterschiedliche Charakteristik dieser Materialien näher eingegangen.

Unidirektional verstärktes SMC-Material ist als Halbzeug zweilagig aufgebaut. D.h. außer der Lage mit zufällig orientierten Fasern existiert eine zweite Lage mit kontinuierlichen, ausgerichteten Fasern. Gemäß der Nomenklatur wird dieses Material mit SMC-C/R bezeichnet. Das untersuchte Material HPC 1300 ist laut Herstellerangaben wie folgt zusammengesetzt: 50% Textilglasroving, 30% sind orientiert, 25% Vinyless-

terharz (VE), schwindungskompensiert (PS), 25% mineralische Füllstoffe (Kreide), Pigmente, Trennmittel. Die Eigenschaften des Materials – wegen der unidirektionalen Lagen stark orthotrop – zeigt Tabelle 2.5.

Tabelle 2.5: Eigenschaften von HPC 1300 von Menzolit-Fibron, * 0°/90° = in/quer zur Faserrichtung des UD-Anteils

Eigenschaft	Einheit	Norm	0°, *	90°, *
ρ	kg/m ³	DIN 53479	1800	s.l.
φ_{Fm}	Masse-%	-	48,9	s.l.
φ_{Fv}	Vol.-%	-	68,9	s.l.
E_t	GPa	DIN 53455	22,4	7,15
ε_{tb}	%	DIN 53455	2,78	1,95
σ_{tb}	MPa	DIN 53455	367	45,2
E_c	GPa	DIN 53454	4939	4168
ε_{cb}	%	DIN 53454	4,38	3,31
σ_{cb}	MPa	DIN 53454	383	156
Schlagz.	kJ/m ²	DIN 53453	189	45,1

Die Kennwerte der weiteren SMC-Materialien sind in Tabelle 2.5 zusammengestellt (Herstellerangaben). Die Entwicklung von Naturfaser-verstärktem SMC gründet sich auf dem zunehmenden Verlangen nach umweltgerechten und recyclingfähigen Produkten. Ein Ansatz ist die Anwendung von nachwachsenden Rohstoffen. Hier können bei SMC die Glasfasern durch Naturfasern ersetzt werden. Aufgrund der geringen Dichte und wegen ihrer gewichtsspezifischen Eigenschaften besitzen sie auch ein hohes Leichtbaupotential.

Tabelle 2.6: Eigenschaften von speziellen SMC-Materialien

Eigenschaft	Einheit	Norm	Leicht	Recycl.	Flex
			SMC 0500	SMC 1100	SMC 0400
ρ	kg/dm ³	DIN 53479	1,3	1,7	1,9
φ_{Fm}	Masse-%	-	30	50	27
E_t	GPa	DIN 53455	10	11	9
ε_{tb}	%	DIN 53455	1,3	1,5	1,6
σ_{tb}	MPa	DIN 53455	53	135	70
E_c	GPa	DIN 53454	-	12,7	7,9
ε_{cb}	%	DIN 53454	-	-	-
σ_{cb}	MPa	DIN 53454	-	251	145
E_b	GPa	DIN EN 63	7	12	9
σ_{bb}	MPa	DIN EN 63	152	271	130
G	GPa	DIN 53455	-	-	-
τ_s	MPa	ASTM D 5379	-	-	-
Schlagz.	kJ/m ²	DIN 53453	58	130	78

Als Verstärkungsfasern kommen pflanzliche Bast- und Hartfasern zum Einsatz. Sie zeichnen sich durch gute mechanische Eigenschaften bei vergleichsweise günstigem Preis aus. Beim crashtechnisch untersuchten Naturfaser-SMC handelt es sich um ein Grünflachsvlies. Entscheidendes Kriterium beim Flachs ist die sogenannte Röstzeit im Anschluss an die Ernte. Sie beträgt beim Grünflachs zwei bis drei Tage, beim Röst- bzw. Schwungflachs drei bis fünf Wochen. Im Anschluss an die Röstzeit erfolgt die weitere Aufbereitung und Vliesherstellung. Als Matrixmaterial findet UP-Harz (ungesättigtes Polyesterharz) Verwendung. Typische Eigenschaften von Naturfaser-verstärktem SMC zeigt die folgende Tabelle.

Tabelle 2.7: Eigenschaften von Naturfaser-verstärktem SMC

Eigenschaft	Einheit	Naturfaser-SMC	
		33% Grünflachs	33% Schwungflachs
σ_{tb}	[MPa]	52	71,3
σ_{bb}	[MPa]	91,6	108,1
Schlagz.	[kJ/m ²]	10,7	18,0

Die Tabelle zeigt, dass durch die entsprechende Behandlung die Eigenschaften gegenüber dem einfachsten hier untersuchten Grünflachs nochmals gesteigert werden können. Die Eigenschaften eines mit 33 Gew.-% Naturfasern verstärkten Werkstoffs

sind somit vergleichbar mit einem Glasfaser-SMC mit 25 Gew.-% Faserverstärkung [8].

2.2 Crashsimulation

2.2.1 Crashsimulation allgemein

Computergestützte Berechnungs- und Simulationsverfahren, als Computer Aided Design (CAD) umschrieben, spielen heute in der Entwicklung von Automobilen eine entscheidende Rolle. Diese Hilfsmittel, die zur Auslegung von Automobilen zur Verfügung stehen, verbessern und beschleunigen die Entwicklungsprozesse. Erschöpfte sich früher die Nutzung vorhandener Kenntnisse in Abschätzungen und Berechnungen vereinfachter Modelle, so gelang Anfang der siebziger Jahre der entscheidende Durchbruch bei der mathematischen Behandlung automobiltechnischer Fragestellungen mit Hilfe elektronischer Großrechner. Zur Lösung mechanischer Probleme konnten insbesondere die Möglichkeiten der Finite-Elemente-Methode ausgeschöpft werden.

Mit stetig zunehmender Rechnerleistung (Verdoppelung ca. alle zwei Jahre) steigen auch die Möglichkeiten zur realistischen Modellierung der Strukturen und Werkstoffe. In Verbindung mit „intelligenter“, d.h. auf den Anwendungsfall abgestimmter Software, kann die Forderung nach immer kürzeren Entwicklungszeiten erfüllt werden. Ebenso nimmt die Prognosefähigkeit von Berechnung und Simulation ständig zu [37].

Die Gründe für die Nutzung von Berechnungsmethoden in der Automobilentwicklung sind:

- Reduzierung der Entwicklungszeiten
- Reduzierung von Entwicklungskosten (Prototypenkosten)
- Absicherung von Konzepten
- Verbesserung des Einblicks in das Strukturverhalten.

Eine noch relativ junge Disziplin ist dabei die Crashsimulation, insbesondere von Faserverbundkunststoffen. Mit zunehmendem Sicherheitsdenken, gestützt durch gesetzliche Anforderungen an Fahrzeug (Reparaturcrash) und Insassenbelastung (Beschleunigungsgrenzwerte), müssen in frühen Phasen der Entwicklung Aussagen zum Strukturverhalten der Karosserie gemacht werden.

Im Rahmen dieser Arbeit wird nur auf das hier verwendete und heute dominierende Verfahren der Finite-Elemente-Methode näher eingegangen. Damit können die meisten relevanten Phänomene erfasst und simuliert werden [1].

2.2.2 Finite-Elemente-Methode

Das zu untersuchende Verhalten der crashbelasteten Strukturen wird durch eine präzise Nachbildung der physikalischen Effekte beschrieben, die während des Stoßvorganges auftreten. Umfassende Beschreibungen des Verfahrens finden sich in der Literatur [40], [41]. Üblicherweise erfolgt zuerst eine Diskretisierung des räumlichen Kontinuums mit Finiten Elementen. Diese führt auf eine matrizielle, semidiskrete Gleichungsform, die kontinuierlich in der Zeitvariablen ist.

Diese sogenannten Bewegungsgleichungen

$$M \cdot \ddot{U} + C \cdot \dot{U} + K \cdot U = F(t) \quad (2.1)$$

mit

$$\begin{aligned} K &= \text{Steifigkeitsmatrix,} \\ C &= \text{Dämpfungsmatrix,} \\ M &= \text{Massenmatrix} \\ U, \dot{U}, \ddot{U}(t) &= \text{Verschiebungs-, Geschwindigkeits-, Beschleunigungsvektor} \\ F(t) &= \text{Belastungsvektor} \end{aligned}$$

können mit zwei verschiedenen Integrationsverfahren gelöst werden. Eine wesentliche Unterscheidung wird üblicherweise bezüglich der Aufstellung des Gleichgewichtes vorgenommen und führt zu zwei unterschiedlichen Verfahren:

- Implizite Zeitintegrationsverfahren
- Explizite Zeitintegrationsverfahren.

Beide Integrationsverfahren sind in [40] und [41] ausführlich beschrieben. Im Folgenden wird nur ein kurzer Abriss eines speziellen expliziten Zeitintegrationsverfahrens, des zentralen Differenzenverfahrens, gegeben.

Die Vorteile des zentralen Differenzen-Verfahrens liegen in der Effizienz der Lösung von stark nichtlinearen Problemstellungen kurzer Dauer (z.B. Crashsimulation). Die Lösung wird dabei wegen der Möglichkeit nur mit Vektoren zu arbeiten im Wesentlichen von den Rechenoperationen auf Elementniveau dominiert. Insbesondere entfällt die für andere Verfahren typische Formulierung der Massen- und Steifigkeitsmatrizen für die gesamte Elementgruppierung.

Die Lösung der Bewegungsgleichung für den Zeitpunkt $t+\Delta t$ basiert dabei auf der Aufstellung der Bewegungsgleichung zum Zeitpunkt t . Die Geschwindigkeiten und Beschleunigungen zum Zeitpunkt t lassen sich beim Standardvorgehen durch einfache Differenzenbildung der Verschiebungen zu den Zeitpunkten $t-\Delta t$, t , $t+\Delta t$ gewinnen.

Einsetzen der gefundenen Ausdrücke für

$$\dot{U}_t = \frac{U_{t+\Delta t} - U_{t-\Delta t}}{2\Delta t} \quad (2.2)$$

und

$$\ddot{U}_t = \frac{U_{t-\Delta t} - 2U_t + U_{t+\Delta t}}{\Delta t^2} \quad (2.3)$$

in Gleichung (2.1) liefert

$$\left(\frac{1}{\Delta t^2} M + \frac{1}{2\Delta t} C \right) U_{t+\Delta t} = F_t - \left(K - \frac{2}{\Delta t^2} M \right) U_t - \left(\frac{1}{\Delta t^2} M - \frac{1}{2\Delta t} C \right) U_{t-\Delta t} \quad (2.4)$$

Aufgelöst liefert diese Gleichung die Verschiebungen für den Zeitpunkt $t+\Delta t$. Allerdings werden hierzu auch die Verschiebungen zum Zeitpunkt $t-\Delta t$ benötigt. In den dominierenden Crashprogrammen wird daher eine Variante des zentralen Differenzenverfahrens genutzt [130].

Um numerische Stabilität beim zentralen Differenzenverfahren zu erreichen, muss der Integrationszeitschritt kleiner sein als die Durchgangszeit der Materialschallwellen durch das kleinste im Netz vorhandene Element (Courant-Levy-Friedrichs-Bedingung) [42]:

$$\Delta t < t_{cr} = \frac{\Delta l}{c} \quad (2.5)$$

mit:
 Δl = kleinste Elementkantenlänge
 c = Wellenausbreitungsgeschwindigkeit.

Die Wellenausbreitungsgeschwindigkeit c ergibt sich für den Fall ebener Probleme (2D-Kontinuum), der in dieser Arbeit ausschließlich betrachteten Schalenprobleme, in Membranrichtung zu:

$$c = \sqrt{\frac{E}{(1-\nu^2)\rho}} \quad (2.6)$$

mit:
 E = Elastizitätsmodul
 ν = Querkontraktionszahl
 ρ = Dichte.

Die sogenannten expliziten Programme, alle basierend auf der oben erwähnten Variante des Zentralen Differenzen Verfahrens, werden bei allen Automobilfirmen zur Berechnung von Deformationsvorgängen im Crash eingesetzt. Bild 2.6 zeigt beispielhaft die Simulation des Crashverhaltens eines Komplettfahrzeuges. Dabei sind

in allen FE-Programmen zahlreiche Materialmodelle verfügbar, wobei die Simulation des Materialverhaltens der klassischen Karosseriestähle quasi als Stand der Technik [43]-[57] bezeichnet werden kann. Forschungsschwerpunkt ist dagegen heute die Betrachtung von Materialien, die vom ideal isotrop elastisch-plastischen Verhalten abweichen, wie z.B. Aluminium mit Rissbildung und sprödem Verhalten und Faser-verbundkunststoffen wegen ihres stark anisotropen und oft sehr spröden Verhaltens.

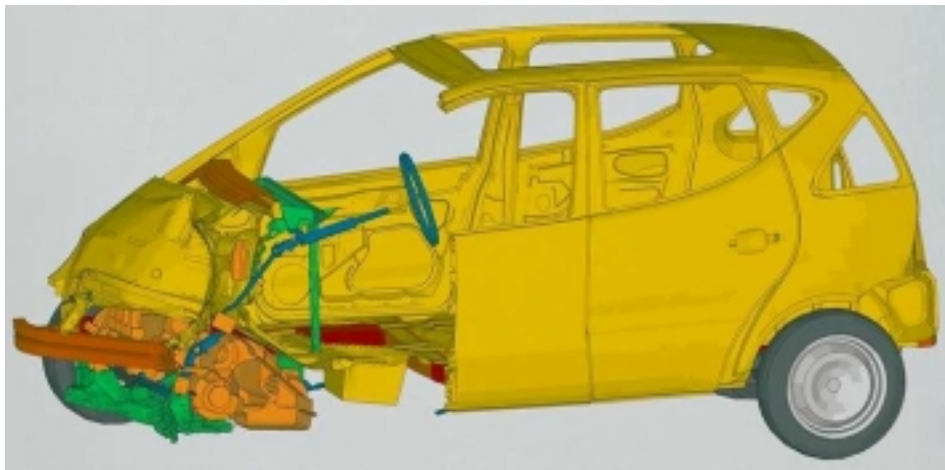


Bild 2.6: FEM-Simulation eines Pkw (Mercedes-Benz A-Klasse)

2.2.3 Crashsimulation FVK

Im Rahmen der Entwicklung von Personenkraftwagen sind heute insbesondere in Europa die Simulationsprogramme LS-DYNA (DaimlerChrysler, Porsche, General Motors, Saab, Opel, Ford), RADIOSS (Volvo, Renault) und PAMCRASH (BMW, Volkswagen, Ford) zur Crashausslegung der Struktur in Anwendung. Geringere Verbreitung haben die Tools DYTRAN, MARC (Explicit) und ABAQUS (Explicit).

Umfangreiche Untersuchungen zur Crashsimulation von Faserverbundkunststoffen im Automobilbau wurden bisher mit den Finite-Elemente-Programmen LS-DYNA und PAMCRASH durchgeführt. Allerdings können heute wegen der Komplexität der FVK lediglich einfache Strukturen aus bestimmten FVK näherungsweise simuliert werden. An Versuchen validierte Materialmodelle existieren nur für wenige Materialkombinationen und liegen an den verschiedenen Forschungseinrichtungen vor. Allerdings lassen die für FVK vorliegenden Materialroutinen bewusst bestimmte Einflüsse außer Acht bzw. erlauben deren Berücksichtigung in der Simulation nicht oder nur näherungsweise. Zentral ist die Einschränkung auf die Schalentheorie, d.h. auf 2D-Kontinua.

In den Veröffentlichungen [58]-[63] wird auf die in LS-DYNA implementierten Materialmodelle eingegangen. In [64]-[71] werden die in PAMCRASH implementierten

FVK-Modelle eingesetzt. Konkrete Anwendungen der Modelle für rohrförmige Strukturen werden in den o.a. Literaturstellen beschrieben. Plattenförmige Energieabsorptionselemente beschreibt [25].

2.2.4 LS-DYNA

LS-DYNA ist ein kommerzielles Simulationswerkzeug, das auf der expliziten Zeitintegration basiert. Es eignet sich vor allem für sogenannte Kurzzeitprobleme (Crash, Aufprall) und hochgradige Nichtlinearitäten.

Typische Anwendungen von LS-DYNA im zivilen Bereich sind: Fahrzeugcrash, Insassen- und Airbagsimulation, Pendelschlagtests, Steinschlag, Falltests und Umformtechnik. Berechenbar sind dabei: hochgradige Nichtlinearitäten, Kontaktprobleme, transiente Dynamik, quasistatische Vorgänge, instationäre Strömungen, Temperaturfelder, Kombinationen von starren und elastischen Körpern und Werkstoffversagen.

Das Programm wird vorwiegend von Dr. John Hallquist und seinen Mitarbeitern bei Livermore Software Technology Corporation in Kalifornien entwickelt. Beteiligt an der Programmentwicklung sind u.a. die CAD-FEM GmbH, München und die DYNAMORE GmbH, Stuttgart [72].

2.2.5 FVK-Materialmodelle in LS-DYNA

Das erste in LS-DYNA implementierte Materialmodell, MT22, für die Simulation des 3D-Verhaltens geschichteter Verbunde basierte auf theoretischen Arbeiten zur Materialbeschreibung von Schichtverbunden bei Problemen mit großen Verschiebungen und Verformungen [73]-[75]. Dieses Modell bildete die Grundlage für die in weiteren Forschungsarbeiten entwickelten Composites-Materialmodelle für Schalenelemente zur Crashsimulation. MT22 erlaubt allerdings nicht die Eingabe einer Druckfestigkeit in Faserrichtung.

Viele Veröffentlichungen dokumentieren die Weiterentwicklung der Tools, beginnend mit dem EG-Projekt CARMAT (1987 – 1991) [78]. Im Laufe dieser Jahre wurden die Modelle 54, 55, 58 erstellt und modifiziert, die im Folgenden kurz beschrieben werden.

Materialmodelle MT54, MT55

In den Materialmodellen MT54, MT55, die nur für ebene Schalenprobleme gültig sind, werden fünf Festigkeitswerte in der Laminebene berücksichtigt. Weitere Parameter, die nicht als Materialkennwerte definiert sind, beeinflussen das Versagensverhalten in der numerischen Simulation. MT54 erlaubt zwei separate Versagenskriterien für Matrixzugbruch und Matrixdruckbruch (Kriterium). In

Materialmodell MT55 wird für beide Fälle ein gemeinsames Versagenskriterium genutzt. MT54 wird durch die folgenden vier verschiedene Versagensformen charakterisiert: Matrixzugbruch, Matrixdruckbruch, Faserbruch, Faserknicken.

Im Rahmen der für MT54 und MT55 vorgesehenen Diskretisierung einer Struktur mit Schalenelementen können wegen der Beschränkung auf die Schalentheorie Delaminationen und Grenzflächenversagen rechnerisch nicht erfasst werden. Für die exakte Berücksichtigung von Delaminationen müssten Normalspannungen senkrecht zur Laminebene und Schubspannungen zwischen benachbarten Lagen berücksichtigt werden. Diese Spannungskomponenten stehen bei den üblichen Schalenformulierungen jedoch nicht zur Verfügung. Da die Einzelschichten eines Schalenelementes außerdem als homogen zu betrachten sind (verschmiertes Werkstoffkonzept = Kontinuum) kann das Grenzflächenversagen zwischen Fasern und Matrix nicht behandelt werden.

Des Weiteren wird das Versagensverhalten einer Struktur in MT54 durch die folgenden Parameter beeinflusst: SOFT (Reduzierung der Festigkeiten von vorgeschädigten Materialbereichen, Wertebereich 0 bis 1), TFAIL (Definition eines kritischen Zeitschrittes, nach dessen Erreichen ein Element aus der Rechnung gelöscht wird) und FBRT (näherungsweise Berücksichtigung von Delaminationen, Wertebereich 0 bis 1). Umfangreiche Beschreibungen zu den Materialmodellen finden sich in [1], [78] und [23].

In aktuellen Programmversionen von LS-DYNA sind die Modelle 54 und 55 um zusätzliche Parameter erweitert: Maximaldehnungen (DFAILT, DFAILC, ERODS, DFAILM, DFAILS) und einen Reduktionsfaktor für die Faserdruckfestigkeit nach Matrixversagen (YCFAC, Wertebereich 0 bis 1). Damit ist auch die Beschreibung des Versagens auf der Basis von Maximaldehnungen möglich.

Materialmodell MT58

In MT58 wird ein sogenanntes Degradationsmodell eingeführt. Der Elastizitätsmodul des Materials wird durch folgende Funktion beschrieben:

$$E_{\omega} = \frac{\sigma}{\varepsilon} = (1 - \omega)E \quad (2.7)$$

Für den Parameter ω gilt:

$$0 \leq \omega \leq 1, \quad (2.8)$$

wobei $\omega = 0$ für ungeschädigtes und $\omega = 1$ für vollständig zerstörtes Material steht. Der Verlauf von ω berechnet sich in Abhängigkeit von der Dehnung durch die sogenannte Weibull-Verteilung:

$$\omega = 1 - e^{-\left(\frac{\varepsilon}{\varepsilon_0}\right)^m} . \quad (2.9)$$

Eingabeparameter ist der Exponent m . Der Elastizitätsmodul wird folglich durch die Dehnung und den Wert m beschrieben. Fünf verschiedene m -Werte stehen dem Benutzer für die verschiedenen Schädigungsvarianten zur Verfügung.

Die Auswirkungen verschiedener m -Werte auf das Spannungs-Dehnungsverhalten und umfangreichere Beschreibungen des Materialmodells finden sich in [58] und [59]. Auch MT58 arbeitet mit den Parametern SOFT, FBRT und TFAIL. Als weitere Parameter finden sich in der aktuellen Programmversion: Werte zur Spannungsbegrenzung (SLIMT1, SLIMC1, SLIMT2, SLIMC2, SLIMS) und eine Maximaldehnung (ERODS).

3 Crashuntersuchungen an SMC

3.1 Allgemeines

3.1.1 Crasheigenschaften von Faserverbundkunststoffen

Das Crash- und Energieabsorptionsverhalten von Faserverbundkunststoffen unterscheidet sich aufgrund der heterogenen Eigenschaften grundsätzlich von dem metallischer Werkstoffe. Beruht das Crashverhalten bei diesen auf Beul- und Faltvorgängen mit elasto-plastischem bzw. Bruchverhalten, so sind es bei den FVK mikro- und mesomechanische Mechanismen wie Faser- und Matrixbruch, Ausknicken von Fasern, Delaminationen, das Herausziehen von Fasern, Versagen der Faser-Matrix-Grenzfläche und Reibungsvorgänge, die wesentlich zur Energieabsorption beitragen. Da der Bruchvorgang sehr komplex ist, erweist sich eine quantitative Aussage über die Beteiligung der einzelnen Versagensmechanismen an der Energieabsorption als äußerst schwierig. Die einzelnen Mechanismen treten je nach Konstruktion und äußerer Belastung in unterschiedlicher Kombination auf. Neben der geometrischen Form des Profils sind die Faser- und Matrixtypen, die Faser-Matrixhaftung, der Fasergehalt, die Faserorientierung und die Art des Kräfteinleitungssystems am Bauteilverhalten beteiligt.

Bei einer auf Druck beanspruchten Crashprobe gibt es viele unterschiedliche Versagensabläufe, wobei insbesondere zwei Varianten dominieren. Dabei versagt die Probe entweder durch einen instabilen, unkontrollierten Bruch oder durch kontrolliertes, progressiv fortschreitendes Brechen von einem Probenende ausgehend. Um Letzteres zu erreichen, wird u.a. an einem Ende der Crashprobe eine Schwachstelle, Belastungskonzentrator oder Trigger genannt, angebracht. Infolge einer äußeren Lasteinwirkung breitet sich, unterstützt durch eine spezielle Konstruktionsform, die Crashfront nach dem Zerstören des Triggers und der damit verbundenen lokalen Druckspannungserhöhung kontrolliert und progressiv weiter aus bis die vor dem Aufprall vorhandene Bewegungsenergie absorbiert ist. Als besondere Versagensvariante kann durch bestimmte Laminataufbauten und Geometrien auch ein metallähnliches Falten erreicht werden.

Bei einem instabilen unkontrollierten Bruch ist anfangs eine hohe Belastungsspitze im Kraft-Verformungs-Diagramm zu erkennen. Danach fällt die Belastung erheblich ab und die Probe kann keine großen Energieanteile mehr absorbieren. Bei einem stabilen Bruch ist die Belastungsspitze geringer, die anschließend ertragbare Last liegt allerdings wesentlich höher als bei einem instabilen Bruch. Die von der Crashprobe absorbierte Energie entspricht der Fläche unter der Kraft-Verformungs-Kurve.

Diese ist bei einem stabilen Bruch wesentlich größer als bei einem instabilen Bruch derselben Probe.

Das Auftreffen des Impaktors auf das getriggerte Rohrende bewirkt dort Materialzerstörung. Die Fragmente werden nach außen und innen gedrückt und führen zu Delaminationen der Materialschichten im Bereich der Crashfront. In der Materialmitte formt sich ein Keil aus fragmentiertem Material, der die Ausbildung einer zentralen Delamination hervorruft und einen axialen, fortlaufenden Riss in der Rohrwand bewirkt.

Die Charakterisierung des Crashverhaltens und des Energieabsorptionsvermögens von Faserverbundkunststoffen erfolgt durch geeignete Kennwerte, die aufgelistet und dann in Bild 3.1 dargestellt sind:

- Triggerkraft (Kraftanstiegspitze) F_{peak}
- Crashmittelkraft F_m
- Maximalkraft F_{max}
- Bandbreite des Kraftniveaus ΔF
- maximale Bauteilverformung x_{max}
- massenspezifische Energieabsorption E_s
- Lastgleichförmigkeit $L.U.=F_{\text{peak}}/F_m$ bzw. F_{max}/F_m

Die Lastgleichförmigkeit L.U. (Lastwirkungsgrad η_F) ist definiert als das Verhältnis von maximaler Last zur mittleren Crashlast und ist immer größer eins. Je größer L.U. ist, desto ungleichförmiger ist der Lastverlauf. Beim idealen Absorber, der eine rechteckförmige Kraft-Weg-Charakteristik aufweist, wird $L.U.=1$. Aus L.U. und dem Verhältnis der maximalen Crashlänge (Probenlänge minus Blocklänge) lässt sich auch der Gesamtwirkungsgrad der Crashproben ermitteln. In den durchgeführten Versuchen wurde allerdings auf die Ermittlung der Blocklänge verzichtet, da hierzu bewusst mit Energieüberschuss geprüft werden müsste.

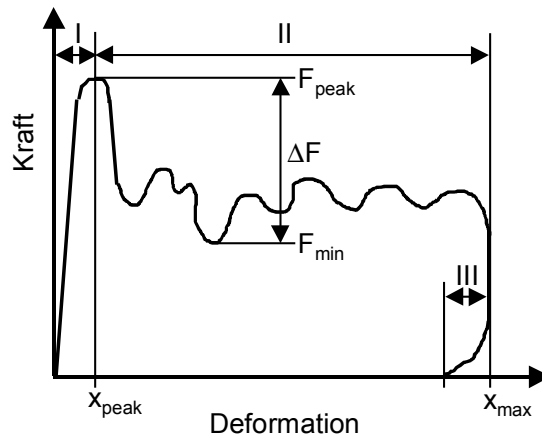


Bild 3.1: Crashkennwerte

Der Crashverlauf gliedert sich in drei Phasen: die Kraftanstiegsphase (I), die Hauptcrashphase (II) und die Energiefreisetzungsphase (III). Die Kraftanstiegsphase ist der Bereich zwischen dem Aufprall der Schlagmasse auf die Probe und der ersten Belastungsspitze F_{peak} . In diesem Bereich wird der Trigger durch die Schlagmasse zerstört. Die Hauptcrashphase liegt zwischen x_{peak} und x_{max} . In diesem Bereich trifft die Schlagmasse auf den vollen Bauteilquerschnitt, wobei die Bauteilzerstörung durch Umwandlung der kinetischen Energie in Werkstoffzerstörung progressiv vorschreitet. In Phase III wird die im unzerstörten und teilweise auch im zerstörten Teil des Bauteils gespeicherte elastische Energie freigesetzt. Dieser Bereich wird in den Experimenten meist nicht betrachtet, da insbesondere in den quasistatischen Versuchen die Entlastungskurven nicht aufgezeichnet werden.

Ziel der Versagensinitiierung (Trigger) ist die Reduzierung der Spitzenlast, sowie ein gleichmäßigeres Kraft-Verformungs-Verhalten einzuleiten. Damit einhergehend wird eine hohe Energieabsorption erzielt. Um dies zu erreichen, wird wie bereits erwähnt, z.B. eine Querschnittsschwächung an einem Probenende erzeugt. Dadurch kann das Versagen einer Crashprobe einem idealen Absorber angenähert werden. Mögliche Triggerformen sind in [1] beschrieben. Alternativ können Schwachstellen direkt im Bauteil durch reduzierte Wandstärken oder Aussparungen integriert werden. Für die Untersuchung der Crashproben wurde an einem Ende ein Beveltrigger mit einem Ansträgungswinkel $\alpha = 45^\circ$ angebracht.

3.1.2 Crashprüfstand

Die dynamischen Crashuntersuchungen der SMC-Strukturen wurden auf dem Crashprüfstand der Institut für Verbundwerkstoffe GmbH, Kaiserslautern, durchgeführt. Es handelt sich um eine Katapultanlage mit kurzer, horizontaler Beschleunigungsstrecke. Den Aufbau zeigt Bild 3.2.



Bild 3.2: Crashprüfstand mit Hauptkomponenten [79]

Der Crashprüfstand weist folgende Leistungsdaten auf:

- maximale Beschleunigungsstrecke: $x = 3.5 \text{ m}$
- Schlagmasse: $m = 50 - 200 \text{ kg}$
- max. Probenabmessungen, B x H x L $450 \text{ mm} \times 700 \text{ mm} \times 750 \text{ mm}$
- Hochgeschwindigkeitskamera: bis zu 10.000 Bilder/s
- max. Stoßgeschwindigkeit ($m = 50 \text{ kg}$): $v_0 = 88,6 \text{ km/h}$
- max. Stoßgeschwindigkeit ($m = 200 \text{ kg}$): $v_0 = 44,3 \text{ km/h}$
- max. Crashenergie: $E_{\text{max}} = 15 \text{ kJ}$

Als Reaktionsmasse dient ein Stahlbetonblock (12 t), auf dem die Grundplatte aus Stahl befestigt ist. Die Kraftmessplatte, auf der die Proben befestigt werden, ist mit vier vorgespannten, piezoelektrischen Kraftaufnehmern bestückt. Die Schlagmasse besteht aus dem Schlitten, dem darauf angebrachten Schlaghammer und veränderbaren Zusatzmassen. Der Schlitten wird über vier Laufrollenpaare auf zwei Rundschienen geführt. Die Beschleunigung erfolgt durch einen servohydraulischen Linearzyylinder mit 63 kN Nennkraft über einen Flaschenzug (Übersetzungsverhältnis $i = 1 : 9$). Die Belastung der Probe erfolgt ausschließlich durch die kinetische Energie der Schlagmasse. Die Crashproben werden an der Kraftmessplatte befestigt. Im Anschluss an das Vorspannen des Zugseils wird das Startsignal an der Steuereinheit des Hydraulikzylinders gegeben. Der Schlitten wird über den Flaschenzug beschleunigt. Bei gleichzeitiger Hochgeschwindigkeitsaufnahme des Crashversuchs wird das

Startsignal nach dem Hochlaufen des Filmes auf die gewünschte Bildfrequenz von bis zu 10000 Bilder pro Sekunde automatisch ausgelöst. Zum Erfassen, Verstärken, Speichern und Verarbeiten der Messdaten werden für die Crashanlage piezoelektrische Kraftaufnehmer, Ladungsverstärker, Lichtschranke, Transientenrekorder mit Personalcomputer und ein berührungsloses Wegmesssystem zur Erfassung der Schlittenposition auf einer Länge von 750 mm vor der Prallplatte benutzt.

Folgende Messgrößen werden direkt erfasst: Kraftsignal an der Kraftmessplatte als Funktion der Zeit, Wegsignal des Schlittens als Funktion der Zeit und Schlittenaufprallgeschwindigkeit (mittels Lichtschranke). Aus den Messgrößen können anhand der gleichen Zeitbasis Diagramme mit folgenden Abhängigkeiten erstellt werden: Verformung-Zeit, Kraft-Zeit, Kraft-Verformung und absorbierte Energie-Verformung. Die absorbierte Energie wird durch numerische Integration der Kraft über den Weg errechnet. Dem Messsignal überlagerte Resonanzschwingungen der Kraftmessplatte oberhalb 2 kHz werden mit einem Tiefpass herausgefiltert.

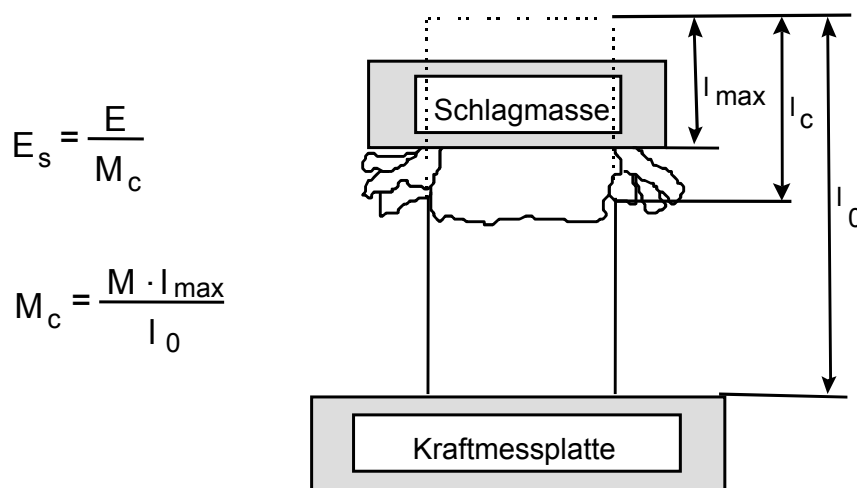


Bild 3.3: Ermittlung der spezifisch absorbierten Energie

Das Crashverhalten der Proben wird durch die massenspezifische Energieabsorption E_s charakterisiert. Diese errechnet sich aus der absorbierten Energie E und der zerstörten Probenmasse M_c nach der oben angegebenen Formel. Durch vorauseilende Risse und Laminatausbrüche ist die maximale Schlittenposition l_{\max} nicht exakt gleich der Länge des zerstörten bzw. vorgeschädigten Probenabschnitts l_c . Da der Unterschied zwischen Crashlänge und Schlittenposition gering und die exakte Zuordnung des Übergangs von ungeschädigten zu voll geschädigten Abschnitten schwer möglich ist, wird zur Vereinfachung die maximale Schlittenposition für die Berechnung von E_s herangezogen. Die zerstörte Probenmasse errechnet sich aus der Probengesamtmasse M , Probenlänge l_0 und der Crashlänge l_c [80].

Belegt die Versuchsauswertung instabiles Bruchverhalten, d.h. die gesamte Struktur versagte katastrophal durch Ausknicken oder Lösen der Fügestelle, so wird dies in der Dokumentation vermerkt. Dieser Probe wurde kein Energieabsorptionskennwert zugeordnet.

Die quasistatischen Stauchversuche wurden mit einer Standardprüfmaschine durchgeführt. Dabei wurden die Proben mit einer Geschwindigkeit von 50 mm/min (0,00083 m/s) axial gestaucht. Als Versuchsdaten wurden Kraft- und Wegsignale mit einer Frequenz von zwei bis fünf Messpunkten pro mm Traversenweg aufgezeichnet. Bei den quasistatischen Crashuntersuchungen wird im Gegensatz zu den dynamischen Tests nicht ein bestimmter Energiebetrag über Impactormasse und -geschwindigkeit eingebracht, sondern die Prüfgeschwindigkeit und die gewünschte Deformationslänge werden vorgegeben. Die Prüfgeschwindigkeit ist demnach konstant bis zum Ende des Deformationsvorganges (vorgegebener Weg). Bei den dynamischen Versuchen sinkt die Prüfgeschwindigkeit über den Deformationsweg vom Startwert bis auf Null zum Versuchsende ab.

3.1.3 Probenherstellung und Probengeometrie

Zur Untersuchung des Crashverhaltens von SMC wurden zwei unterschiedliche Probengeometrien herangezogen. Da bei der Verarbeitung von SMC keine geschlossenen Profilquerschnitte hergestellt werden können, wurden zwei offene Profile zu einem geschlossenen verbunden. Dadurch war eine Struktur mit ausreichender axialer Stabilität zur Durchführung von Druckversuchen gegeben. Das Bauteil, welches aus zwei bis drei Lagen des SMC-Prepreg besteht, wurde mit dem in Kapitel 2.1.2 dargestellten Verfahren hergestellt. Das offene Bauteil hat eine Länge von 1000 mm und eine Breite von 275 mm. Aus diesen Teilen wurden die Crashprofile hergestellt.

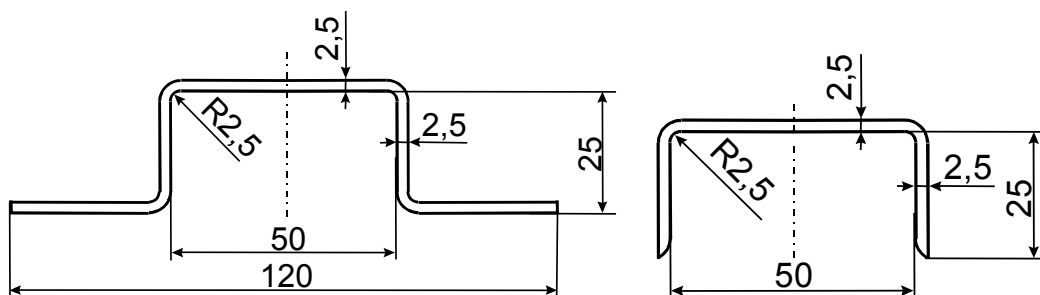


Bild 3.4: Querschnitte der Halbschalen der ungefügten Crashproben

In Bild 3.4 sind die Querschnittsflächen der zwei offenen Crashprofilformen mit den wichtigsten geometrischen Abmessungen dargestellt. Aus den Halbschalen wurden die beiden Crashproben, Rechteckrohr und Rechteckrohr mit Flansch, hergestellt. Die Länge der Crashproben lag zwischen 200 und 240 mm. Aufgrund der besonde-

ren Eignung wurde die Klebtechnik als Fügeverfahren zwischen den beiden Halbschalen des Bauteiles gewählt.

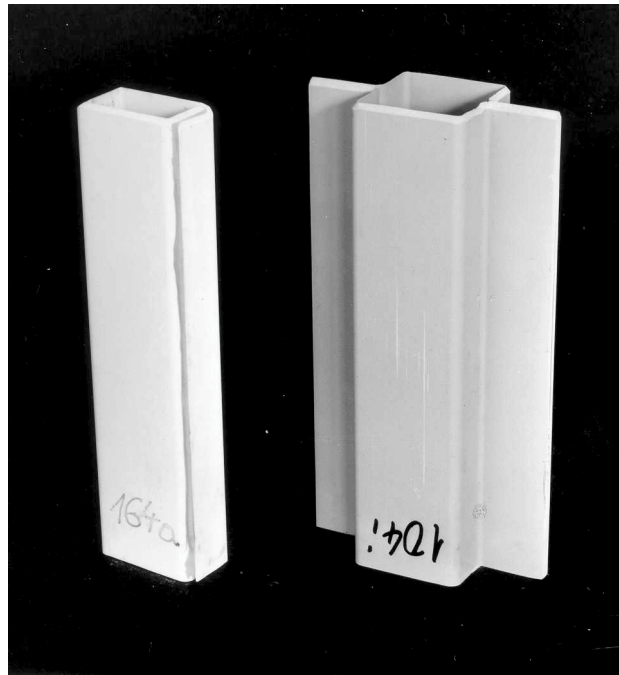


Bild 3.5: Crashprofile

Zur Einleitung eines progressiven Crashverlaufs wurde, wie in Kap. 3.1.1 beschrieben, eine 45°-Fase (Bevel-Trigger) an den Proben mechanisch angebracht. Bei den Rechteckrohren mit Flansch wurden die Flanschbereiche zweiseitig (spitz zulaufend) getriggert. Zur Darstellung der Versagenscharakteristik werden in den folgenden Kapiteln Schnittbilder aus dem Bereich der Crashfront der SMC-Proben herangezogen. Die Crashuntersuchungen wurden mit den Prüfgeschwindigkeiten 50 mm/min (quasistatisch) und ca. 5 m/s bzw. ca. 11 m/s (dynamisch) durchgeführt. In einer weiteren Versuchsreihe, beispielhaft mit SMC4 durchgeführt, wurde der Einfluss von Temperatur und Feuchte auf das Crashverhalten ermittelt. Die untersuchten SMC-Materialien werden im Folgenden entsprechend Tabelle 3.1 benannt.

Tabelle 3.1: Benennung der SMC-Materialien

Hersteller	SMC-Typ	Bezeichnung
Menzolit-Fibron	1895/225/1	SMC1
	1895/225/2	SMC2
	HPC 1300	siehe unten
	Naturfaser-SMC	NF
	SMC 400 (flexibel)	Flex
	SMC 500 (leicht)	L
DSM	SMC 1100 (Recyclat)	Rec
	SMC	SMC3
	HMC	SMC4
Duroform	HUP 10/30	SMC5
	HUP AT 1807	SMC6

Die Probenbezeichnung SMC5_EP_1 bedeutet:

- Halbschalen der Probe hergestellt aus SMC5 (HUP 10/30 von Duroform)
- verklebt mit EP-Klebstoff
- Probe Nummer 1
- dynamischer Crashversuch, da quasistatische Versuche durch „_Q“ gekennzeichnet werden.

Durch den zweischichtigen (regellos/unidirektional) Aufbau des Halbzeuges ergaben sich verschiedene Möglichkeiten zur Stapelung. Die bei der Probenherstellung realisierten Stapelfolgen (Einlegen der Zuschnitte ins Werkzeug) und ihre Bezeichnungen zeigt Bild 3.6.

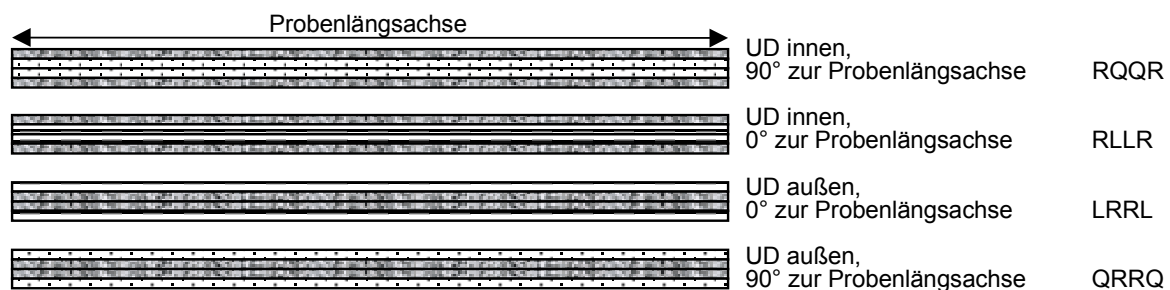


Bild 3.6: Lageraufbau in Bauteilen aus HPC 1300

Die Probenbezeichnung lautet:

- R = Schicht aus regellos orientierten Fasern,
- L = Schicht aus UD-Fasern, längs zur Probenachse,
- Q = Schicht aus UD-Fasern, quer zur Probenachse.

Daraus ergeben sich die Stapelfolgen: RLLR, LRRL, RQQR, QRRQ. Es wurden jeweils Proben geprüft, die mit EP- oder PUR-Klebstoff gefügt waren.

3.2 Standard-SMC

3.2.1 Einfluss der Verklebung

Im ersten Schritt wurden verschiedene Klebstoffe hinsichtlich ihrer Eignung zum Verkleben von crashbelasteten SMC-Strukturen untersucht. Die dazu ausgewählten Klebstoffe wurden von SMC-Verarbeitern empfohlen bzw. die Eignung zum Verkleben von SMC war im Eigenschaftsprofil des Klebstoffes genannt. Eine Zusammenstellung der im Rahmen dieser Arbeit verwendeten Klebstoffe zeigt Tabelle 3.2. Zur Herstellung der geschlossenen SMC-Profile wurden alle Klebstoffe entsprechend den Herstellerangaben verarbeitet. Wegen Produktumstellungen bei den Klebstoffherstellern wurde später bei zwei Klebstoffen (Fusor 320/322, Betaseal 1400) auf das jeweilige Folgeprodukt (Fusor 380/382, Betamate 2800) gewechselt.

Zur Beurteilung der Crashtaughigkeit der Klebstoffe wurden Rechteckrohrproben mit Flansch aus den Materialien SMC1 (35 Gew.-% GF) und SMC2 (40 Gew.-% GF) gefertigt und geprüft. Zunächst wurde im Rahmen einer Vorversuchsreihe je eine Probe pro Klebstoff mit einer Schlagmasse von 50 kg und einer Aufprallgeschwindigkeit von 6,8 m/s gecrasht.

Tabelle 3.2: Beschreibung der genutzten Klebstoffe (gemäß Datenblättern der Hersteller)

Klebstoff	Bez.	Komp.	Mat.	Dichte	Zugfest.	E-Modul	Zugscherfest.	Bruchdehn.
				[g/cm ³]	[MPa]	[MPa]	[MPa]	[%]
Lord Fusor 320/322	K4/EP	2	EP	-	30,6	1584	-	3
Lord Fusor 380/382	EP	2	EP	-	26,9-28,3	1310-1413	-	5-10
Gurit-Essex Betaseal 1400	K5/PU R	1	PUR	ca. 1,2	> 6	-	> 4,5 (t=2mm)	> 500
Gurit-Essex Betamate 7014/7064	K3	2	PUR	-	ca. 15	ca. 100	ca. 15 (t=1mm)	ca. 100
Gurit-Essex Betamate 2800	PUR	2	PUR	-	ca. 8	7	ca. 5 (t=2mm)	ca. 230
Sika Power 460HC	K1	1	PUR /EP	1,2	14	95	17 (t=2mm)	70
Delo Duopox 1891	K2	2	EP	1,07	8	100	19/24	21,1

Gemäß obiger Tabelle finden Epoxid- und Polyurethan-Klebstoffe Anwendung. Dabei stellen die EP-Varianten (hohe Festigkeit, geringe Zähigkeit) die Strukturklebstoffe dar. Die PUR-Klebstoffe (geringere Festigkeit, hohe Zähigkeit) finden als Montageklebstoffe Anwendung und sind aufgrund ihrer Flexibilität unempfindlicher gegen schlagartige Beanspruchung. EP-Klebstoffe sind in dieser Hinsicht kritischer, können aber durch Zusatzelemente (z.B. Nieten) unterstützt werden.

Die Ergebnisse dieser Voruntersuchungen zeigt Tabelle 3.3. In den weiteren Darstellungen wird auf die tabellarische Zusammenstellung im Kapitel verzichtet. Die gesamten Prüfdaten befinden sich im Anhang.

Tabelle 3.3: Voruntersuchungen zum Klebstoff, * = katastrophales Versagen

Probe	v_0	M	l_c	l_0	F_{peak}	F_m	L.U.	E	E_s	Mittelwert E_s
	[m/s]	[g]	[mm]	[mm]	[kN]	[kN]		[kJ]	[kJ/kg]	[kJ/kg]
SMC2_K1_1	6,8	415,6	148,8	228,8	80,0	52,8	1,52	-*	-*	
SMC2_K1_2	6,8	419,8	199,2	229,2	78,0	54,2	1,44	-*	-*	
SMC2_K1_3	6,8	421,8	228,5	228,5	81,3	56,4	1,44	-*	-*	-*
SMC1_K1_1	6,9	363,3	220,0	230,0	70,2	44,5	1,58	-*	-*	
SMC1_K1_2	6,8	364,0	209,5	229,5	72,5	44,1	1,64	-*	-*	
SMC1_K1_3	6,8	392,3	210,1	230,1	82,9	48,3	1,71	-*	-*	-*
SMC2_K2_1	6,8	394,2	229,6	229,6	78,3	53,4	1,47	-*	-*	
SMC2_K2_2	6,8	411,0	219,0	229,0	79,9	51,8	1,54	-*	-*	
SMC2_K2_3	6,8	412,0	189,3	229,3	80,0	48,3	1,65	-*	-*	-*
SMC1_K2_1	6,8	362,6	230,0	230,0	73,2	45,5	1,61	-*	-*	
SMC1_K2_2	6,8	349,8	72,8	222,8	61,5	42,4	1,45	-*	-*	
SMC1_K2_3	1,4	371,4	223,3	223,3	64,6	48,7	1,33	-*	-*	-*
SMC2_K3_1	11,3	413,5	58,0	229,6	76,4	53,0	1,44	3,1	29,7	
SMC2_K3_2	11,5	415,5	59,2	229,4	75,8	51,0	1,49	3,0	28,3	
SMC2_K3_3	11,3	417,6	57,8	229,3	76,4	53,9	1,42	3,1	29,8	29,3±0,84
SMC1_K3_1	11,3	389,5	70,2	230,1	70,6	43,2	1,63	3,1	25,7	
SMC1_K3_2	6,8	388,7	24,2	230,0	70,1	44,6	1,57	1,1	26,9	
SMC1_K3_3	11,2	378,6	65,7	229,3	71,6	46,4	1,54	3,1	28,3	27,0±1,3
SMC1_K4_7	11,2	340,0	66,1	230,6	53,4	43,8	1,22	2,9	30,0	
SMC1_K4_9	11,1	335,0	71,8	230,2	47,6	39,5	1,21	2,9	27,3	
SMC1_K4_8	11,1	310,0	78,5	290,0	45,2	36,1	1,25	2,9	34,0	
SMC1_K4_10	11,2	310,0	75,8	290,2	45,9	37,8	1,21	2,9	35,6	31,7±3,8
SMC2_K4_7	11,1	420,0	57,1	230,6	60,6	50,2	1,21	2,9	27,8	
SMC2_K4_9	11,1	420,0	57,0	230,6	59,5	50,4	1,18	2,9	27,9	
SMC2_K4_8	11,1	410,0	59,2	229,7	57,1	48,0	1,19	2,9	27,1	
SMC2_K4_10	11,1	420,0	57,8	230,3	61,6	49,2	1,25	2,9	27,3	27,5±0,39
SMC2_K5_1	11,3	421,3	65,6	229,0	77,3	47,5	1,63	3,1	25,9	
SMC2_K5_2	11,5	435,6	61,0	229,0	76,2	49,6	1,54	3,0	26,2	
SMC2_K5_3	11,3	437,1	59,3	229,1	79,2	52,0	1,52	3,1	27,4	26,5±0,79
SMC1_K5_1	11,3	396,5	70,6	230,0	79,2	43,3	1,83	3,1	25,3	
SMC1_K5_2	6,7	398,3	25,1	230,4	69,9	43,1	1,62	1,1	25,3	
SMC1_K5_3	11,3	405,8	65,1	229,5	73,9	47,0	1,57	3,1	26,7	25,8±0,81

Die Proben der Vorversuche mit den Klebstoffen K1 und K2 versagten katastrophal, die Klebenaht riss beidseitig entlang der gesamten Probenlängsachse auf. Ist kein Wert für die spezifische Energieabsorption angegeben, so wurde der eigentliche Energieabsorptionsmechanismus in diesen Versuchen nicht eingeleitet.

Die mit den Klebstoffen K3 und K5 verklebten Proben aus den Vorversuchen wiesen nach dem Crash keine vorlaufenden Risse in der Klebenaht auf. Aufgrund des stabilen Crashverlaufs wurde für weitere Proben bei gleichbleibender Schlagmasse die

Schlittengeschwindigkeit auf 11,4 m/s erhöht. Ebenso konnten die mit dem EP-Klebstoff gefügten Proben mit höheren Geschwindigkeiten geprüft werden.

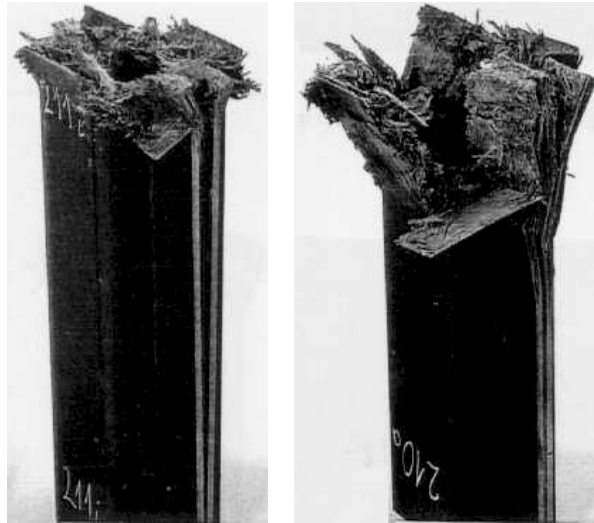


Bild 3.7: Versagensbild der Verklebungen mit K1 und K4

Bei K3 als Klebstoff wiesen dann drei der fünf Proben nach dem Versuch keine vorlaufenden Risse in der Klebnaht auf. Die weiteren Proben hatten einseitig kurze Risse in der Klebnaht. Die mit K5 verklebten Proben verhielten sich ähnlich wie die mit K3 verklebten. Alle fünf Proben zeigten nach der Verformung keine Risse in der Klebnaht.

Wie obiges Bild beispielhaft für K4 zeigt, traten keine fortschreitenden Risse in der Klebnaht auf. Dagegen kam es im Flansch nach Zerstörung des Triggers an der Crashfront zu fortschreitenden Faltvorgängen. Grund für die Faltung ist die höhere Elastizität des Klebstoffs K5, der beim Crashvorgang verformt, aber kaum zerstört wird.

Gute Crasheigenschaften zeigte auch der Klebstoff K4. Dabei handelt es sich um einen spröderen aber auch festeren Klebstoff als bei den beiden vorherigen. Die im Flanschbereich auftretenden Risse verliefen nicht im Klebstoff oder in der Grenzfläche, sondern als Delaminationen im SMC.

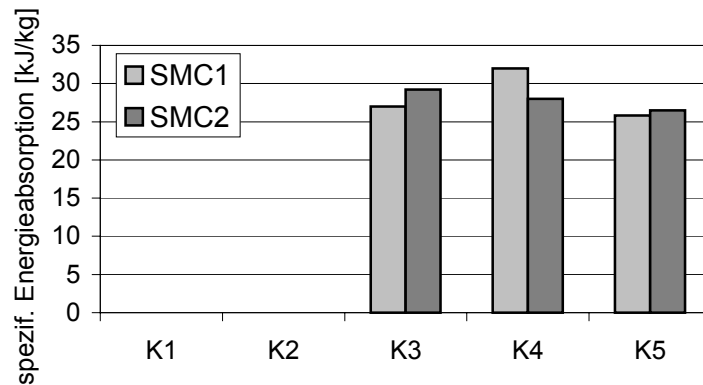


Bild 3.8: Spezifisch absorbierte Energie in Abhängigkeit vom genutzten Klebstoff

Bei Betrachtung der Klebenaht der Crashproben ist festzustellen, dass die mit K1 und K2 hergestellten Proben bereits bei einer geringen Aufprallgeschwindigkeit von 6,8 m/s katastrophal versagten. Bei den anderen Klebstoffen blieb auch bei einer höheren Geschwindigkeit (11,4 m/s) das Crashverhalten progressiv und stabil. Um die spezifisch absorbierten Energien miteinander vergleichen zu können, wurde für jede Probenkonfiguration der Mittelwert von E_s gebildet und im Diagramm dargestellt.

Die Crashproben mit den Klebstoffen K3, K4 und K5 weisen eine spezifisch absorbierte Energie von 26 bis 32 J/g auf. Die geringere spezifisch absorbierte Energie der Crashproben mit dem Klebstoff K5 ist auf die größere Elastizität dieses Klebstoffes zurückzuführen. Alle drei Klebstoffe K3, K4 und K5 erscheinen für das Kleben offener SMC-Profile für dynamische Crashversuche geeignet, da sie eine ausreichende Strukturstabilität erreichen und hohe spezifisch absorbierte Energien aufweisen.

Für die weiteren Untersuchungen wurden die Klebstoffe K5 (Betaseal 1400, später Betamate 2800) und K4 (Fusor 320/322, später Fusor 380/382) ausgewählt, wobei der PUR-Klebstoff als Vertreter der Montageklebstoffe und der EP-Klebstoff als Vertreter der Strukturklebstoffe berücksichtigt wurden. Bewusst wurde ein spröder EP-Klebstoff mit geringer Bruchdehnung und ein zähelastischer PUR-Klebstoff mit hoher Bruchdehnung gewählt. Bei den später benutzten Klebstoffen handelt es sich um das jeweilige Folgeprodukt der Hersteller. In den weiteren Untersuchungen werden diese Klebstoffe mit EP und PUR abgekürzt.

3.2.2 Frontalaufprall bei RT

3.2.2.1 Geschwindigkeitseinfluss

Erster Ansatz für die Beurteilung der Energieabsorptionseigenschaften von SMC war die Untersuchung des Geschwindigkeitseinflusses im Crashverhalten des Materials.

Diese Versuchsreihe wurde anhand der verschiedenen Standard-SMC-Materialien durchgeführt. Als Probengeometrie diente das Rechteckrohr ohne Flansch. Die Untersuchungen wurden quasistatisch ($50 \text{ mm/min} = 0,00083 \text{ m/s}$) und dynamisch (5 m/s und 11 m/s) durchgeführt, wobei wie in Kapitel 3.1.2 beschrieben, die Geschwindigkeit bei den quasistatischen Versuchen während des Versuchs konstant ist und bei den dynamischen Versuchen durch die Energieabsorption auf null abfällt.

Bild 3.9 zeigt den Vergleich zwischen einer quasistatisch und einer dynamisch ($11,8 \text{ m/s}$) geprüften Rechteckrohrprobe ohne Flansch aus SMC4 (siehe Bild 3.5). Bei diesen Proben wird deutlich, wie gut quasistatische und dynamische Ergebnisse übereinstimmen können.

Die Ergebnisse der verschiedenen SMC-Typen gibt Tabelle 3.4 wieder. Dabei wird deutlich, dass keine definierten Abhängigkeiten festzustellen sind. Die Tendenz ist uneinheitlich. Die dynamisch ermittelten Kennwerte sind i.d.R. etwas höher (Ausnahme SMC1 und SMC2), aber es ist kein geschwindigkeitsabhängiger Anstieg zu erkennen.

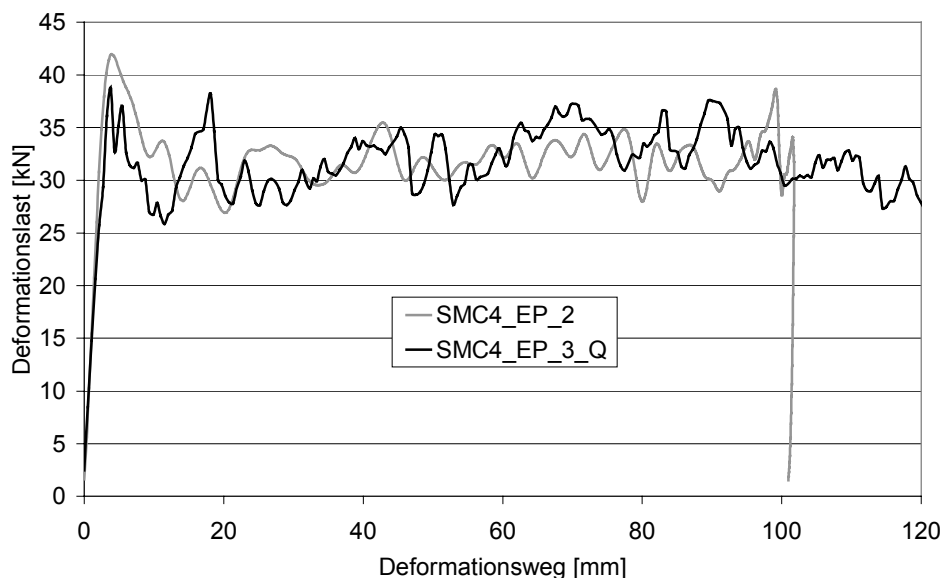


Bild 3.9: Deformationskennlinien bei quasistatischer und dynamischer Belastung (SMC4)

Aufgrund dieser Charakteristik wurden auch in den späteren Simulationsrechnungen keine Geschwindigkeitseinflüsse berücksichtigt.

Im Weiteren wurden die in Kapitel 2.1.4.1 genannten Standard-SMC-Typen hinsichtlich des Energieabsorptionsverhaltens der Crashproben untersucht. Dabei wurden

jeweils Proben mit den beiden ausgewählten Klebstoffen (EP, PUR) gefügt und geprüft. Im Regelfall wurden wiederum zwei verschiedene Kombinationen von Schlittenmasse und -geschwindigkeit geprüft, wobei die sich daraus ergebende Energie möglichst konstant gehalten wurde. Die Prüfeinstellungen wurden den Energieabsorptionseigenschaften der Materialien angepasst. Pro Material- und Versuchsvariante wurden drei Proben untersucht. Die Reproduzierbarkeit des Crashverhaltens war dabei sehr hoch. Das makroskopische Erscheinungsbild der gecrashten Proben war bei allen Materialkombination sehr ähnlich. Alle untersuchten Crashproben wiesen ein stabiles Bruchverhalten auf.

Tabelle 3.4: Vergleich quasistatischer und dynamischer Crashkennwerte

Material	Prüfgeschw.	Peaklast		Mittellast		Spez. abs. Energie	
		[kN]	Δ [%]	[kN]	Δ [%]	[kJ/kg]	Δ [%]
SMC1	50 mm/min	34,2	-	26,4	-	27,4	-
	5 m/s	31,8	-7,0	26,2	-7,0	27,0	-1,5
	11 m/s	31,6	-7,6	26,1	-1,1	28,0	+2,2
SMC2	50 mm/min	36,6	-	27,7	-	27,5	-
	5 m/s	35,6	-2,7	29,5	+6,5	28,2	+2,5
	11 m/s	34,0	-7,1	26,6	-3,9	26,4	-4,0
SMC5	50 mm/min	23,0	-	18,0	-	22,1	-
	5 m/s	25,9	+12,6	22,4	+24,4	26,1	+18
	11 m/s	25,6	+11,3	21,5	+19,4	25,3	+14
SMC6	50 mm/min	32,1	-	24,1	-	23,9	-
	5 m/s	32,3	-0,3	26,6	+10,4	25,3	+5,8
	11 m/s	33,6	+4,7	26,8	+11,2	26,0	+8,8
SMC3	50 mm/min	31,4	-	21,2	-	22,4	-
	11 m/s	30,8	-1,9	23,3	+9,9	22,8	+1,8
SMC4	50 mm/min	38,1	-	27,6	-	24,9	-
	11 m/s	39,9	+4,7	31,6	+14	28,7	+15,3

3.2.2.2 Rechteckrohrproben ohne Flansch

Im Folgenden werden die Crashergebnisse der Rechteckrohrproben ohne Flansch aus den Standard-SMC-Typen (SMC1 – SMC6) vorgestellt und diskutiert. Die Ergebnisse dienen bereits zur Beurteilung von geschwindigkeitsabhängigem Verhalten. Dabei werden jeweils zunächst die Ergebnisse der Materialien nach Hersteller paarweise und im Anschluss untereinander verglichen. Alle Proben wurden mit K4 (Klebstoff Fusor 320/322) verklebt. Auf Verklebungen mit K5 (PUR) wurde verzichtet, da diese Geometrievariante wegen der Lage der Klebefläche wesentlich unempfindlicher auf die schlagartigen Beanspruchungen reagiert.

Die Materialien SMC1 und SMC2 unterscheiden sich nur um 5% im Glasfasergehalt und sie werden im weiteren Verlauf der Auswertung zusammen behandelt. Nach der Zerstörung des Triggers bildete sich bei diesen Crashproben eine stabile Crashfront aus. In der Wandmitte formte sich ein Keil aus fragmentiertem Material, der die Ausbildung eines zentralen Risses hervorrief. Mit fortschreitendem Versagen der Crashprobe eilte der Riss mit konstantem Abstand der Crashfront voraus. Das Material wurde entlang der Crashfront nach innen und außen umgestülpt und riss in den Eckradien auf (Bild 3.10). Durch unterschiedliche Biegeradien der inneren und äußeren Schichten, welche Scherbelastungen hervorrufen, wurde eine Delamination der Schichten bewirkt. Einzelne Fragmente aus Faser und Matrixteilchen wurden vom Verbund getrennt und weggeschleudert. Durch das begrenzte Hohlvolumen der Crashproben kam es zur Komprimierung der nach innen gebogenen Schichten und damit zu weiteren Biege- und Bruchvorgängen. Diese Prozesse wiederholten sich, bis die Energie vollständig absorbiert war.

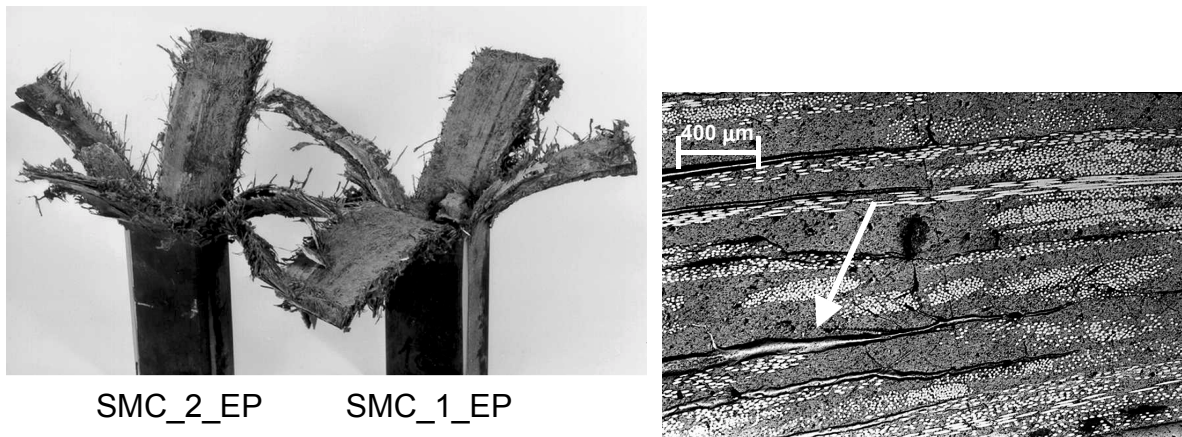


Bild 3.10: Versagensbild der Crashproben und Delamination infolge intralaminarer Scherbeanspruchung (SMC1 und SMC2)

Im nachfolgenden Bild ist das Kraft-Weg-Diagramm zweier Crashproben (SMC1 und SMC2) dargestellt. Beide zeigen in Phase I einen steilen Kraftanstieg, der nach dem Zerstören des Triggers einen Wert von ca. 32 kN erreicht. Danach fällt die Kraft ab und pendelt sich im weiteren Verlauf bei 26 kN ein. Diese zweite Phase ist gekennzeichnet durch ein stabiles, progressives Bruchverhalten, verbunden mit einer ständigen Materialumstülpung nach innen und außen. Auch die Lastgleichförmigkeiten der beiden Materialien sind fast gleich groß und liegen bei $LU=1,21$ bzw. $LU=1,24$ (Mittelwert).

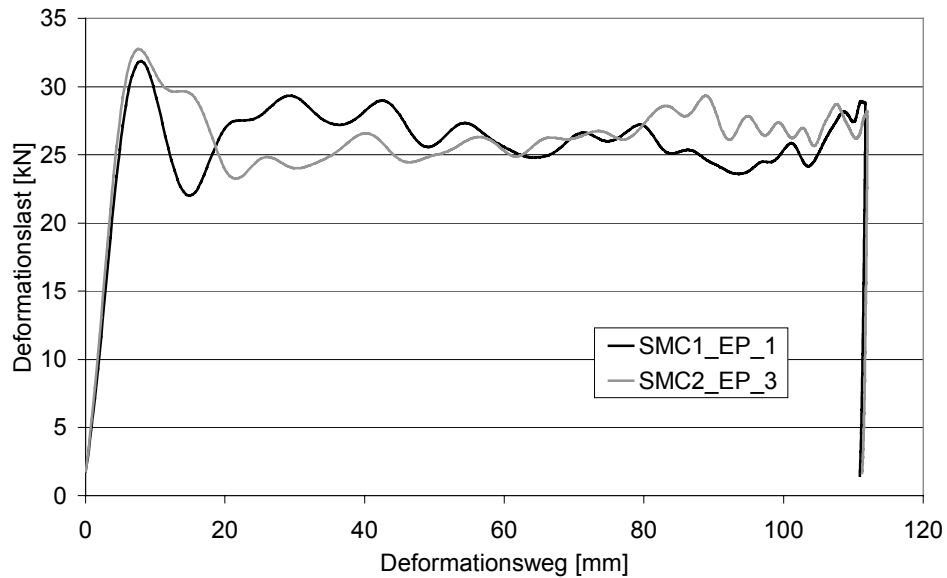


Bild 3.11: Deformationskennlinien von SMC1 und SMC2

Die Crashproben aus den Werkstoffen SMC3 und SMC4 von DSM zeigten das gleiche Bruchverhalten wie die vorherigen Proben. Das Kraft-Weg-Schaubild dieser Proben ist in Bild 3.12 dargestellt.

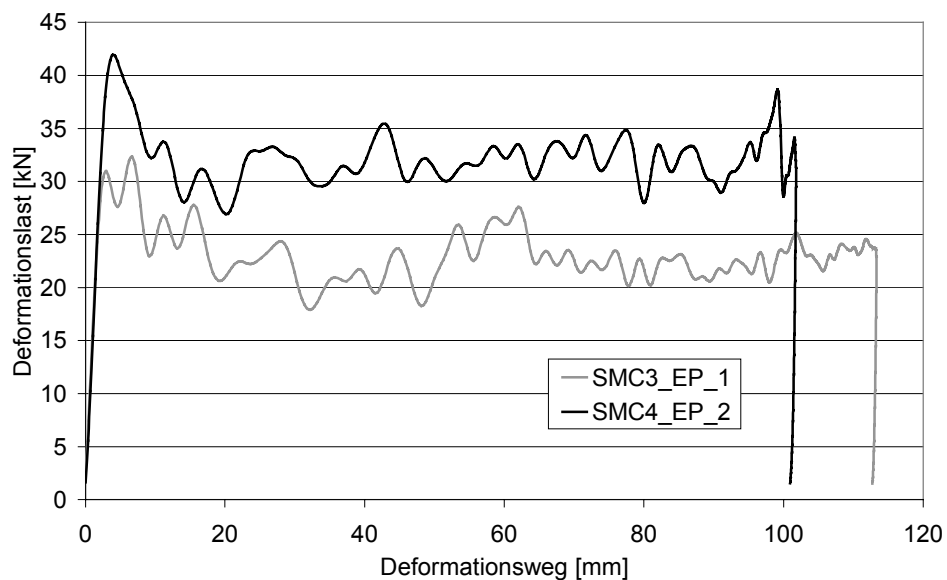


Bild 3.12: Deformationskennlinien von SMC3 und SMC4

Durch die höheren mechanischen Eigenschaften (siehe Kapitel 2.1.4.1) aufgrund des um 20% höheren Glasfasergehalts brachten die SMC4-Proben dem Aufprallschlitten größeren Widerstand entgegen; demzufolge ist die Mittelkraft der SMC4-

Proben größer (ca. 30 %) als die der SMC3-Proben und die Crashlänge kleiner. Die Lastgleichförmigkeit der SMC4-Proben ist annähernd gleich der SMC3-Proben und beträgt $LU=1,27$.

Wie schon die vorangegangenen Untersuchungen gezeigt haben, so bestätigen auch die Crashprüfungen mit den Materialien SMC5 und SMC6 den typischen Versagensablauf. Beispielhaft sind Kraft-Weg-Kurven im folgenden Bild dargestellt.

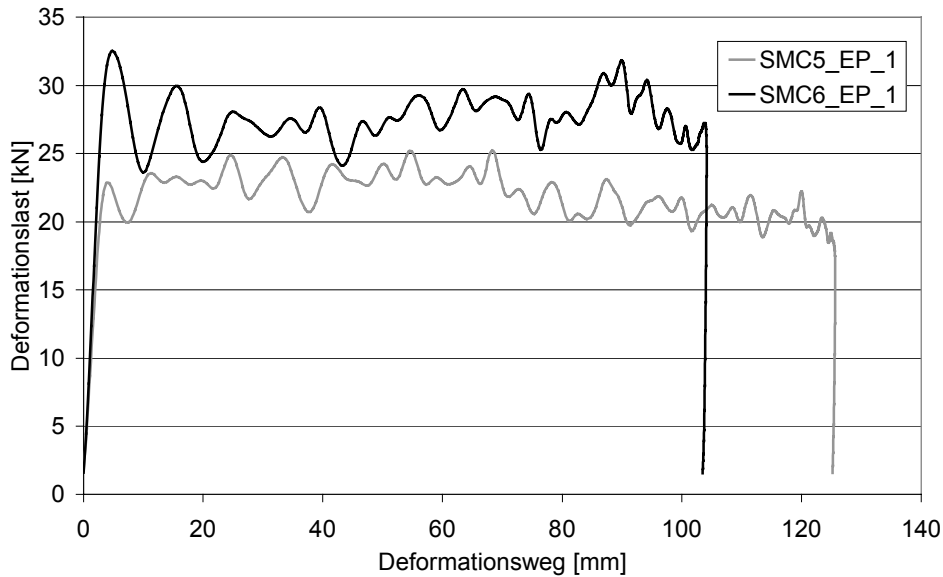


Bild 3.13: Deformationskennlinien von SMC5 und SMC6

SMC5 zeigt einen niedrigen, also sehr guten Wert für die Lastgleichförmigkeit von $LU=1,17$. Diese ist im Vergleich zu den anderen Materialien am geringsten. Der gezeigte Kraftverlauf der Probe ähnelt dem eines idealen Absorbers. Wegen der größeren Triggerkraft weisen die SMC6-Proben eine schlechtere Lastgleichförmigkeit von $LU=1,24$ als die SMC5-Proben auf.

Wie bei den ersten Crashproben gezeigt, lassen sich bei allen SMC-Materialien die Delaminationen im Bereich der Crashfront, verursacht durch die unterschiedlichen Biegeradien der inneren und äußeren Schichten, nachweisen. In den Hochgeschwindigkeitsaufnahmen in Kapitel 5 sind die aus dem Verbund herausgetrennten Faser-Matrix-Fragmente und -Teilchen zu erkennen.

Entscheidendes Kriterium im Vergleich der dargestellten Standard-SMC-Materialien ist der Glasfaseranteil im Material. Die Werte liegen zwischen 20 und 60 Gewichtsprozent. Bild 3.14 stellt die Energieabsorptionseigenschaften der verschiedenen SMC-Materialien gegenüber.

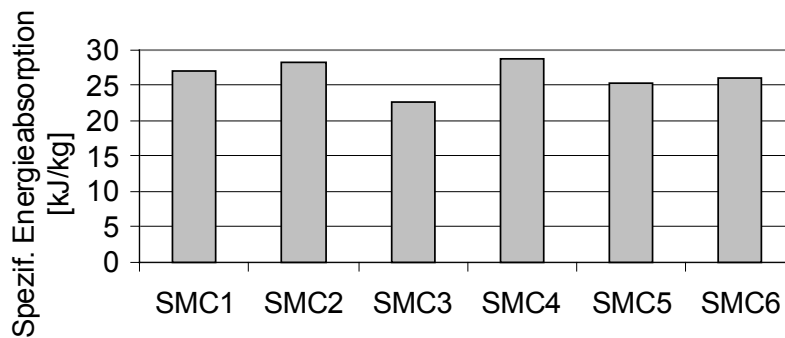


Bild 3.14: Energieabsorption der Rechteckrohrproben aus Standard-SMC im Vergleich

Die maximale Energieabsorption wurde hier mit SMC4 (45% Faseranteil) erreicht. Der Kennwert sinkt mit abnehmendem Faseranteil auf 22,5 kJ/kg bei SMC3 (25%). Eine Erhöhung des Faseranteils auf 60% bewirkt auch eine Verringerung der Absorptionseigenschaften.

3.2.2.3 Rechteckrohrproben mit Flansch

Wie schon bei den Proben ohne Flansch (Bild 3.5), wurden auch hier die beschriebenen EP- und PUR-Klebstoffe genutzt. Prinzipiell ist festzustellen, dass bei den Rechteckrohrproben mit Flansch die gleichen Versagensmechanismen wie bei den Proben ohne Flansch auftreten. Die Ergebnisse der einzelnen Materialien werden im Folgenden dargestellt.

SMC1 und SMC2

Wie zuvor trat auch bei diesen Proben ein Umstülpen des Materials nach innen und außen auf, verbunden mit einem Riss in den Eckradien des Profils. Im Flanschbereich wurde die Klebnaht bei den Proben mit EP-Klebstoff durch eine zentrale Delamination zerstört. Dabei stülpte sich das Material beidseitig um (Bild 3.15). In der Klebnaht traten Risse auf, die der Crashfront um maximal 20 mm im ungecrashten Bereich vorausliefen und den Crashverlauf nicht wesentlich beeinflussten. Bei den Proben mit dem PUR-Klebstoff wurde der Flansch durch Faltenbildung der Klebnaht zerstört.

In Bild 3.16 ist ein Kraft-Weg-Diagramm der SMC1- und SMC2-Crashproben mit den beiden Klebstoffen dargestellt. Die SMC2-Proben haben unabhängig vom Klebstoff eine annähernd gleiche Mittelkraft von 50 kN bzw. 52 kN. Auffallend ist die hohe Triggerkraft (Lastüberhöhung ca. 2) der Proben mit dem PUR-Klebstoff. Der unregelmäßige Kraftverlauf mancher Proben wird durch Faltevorgänge im Flansch verursacht.

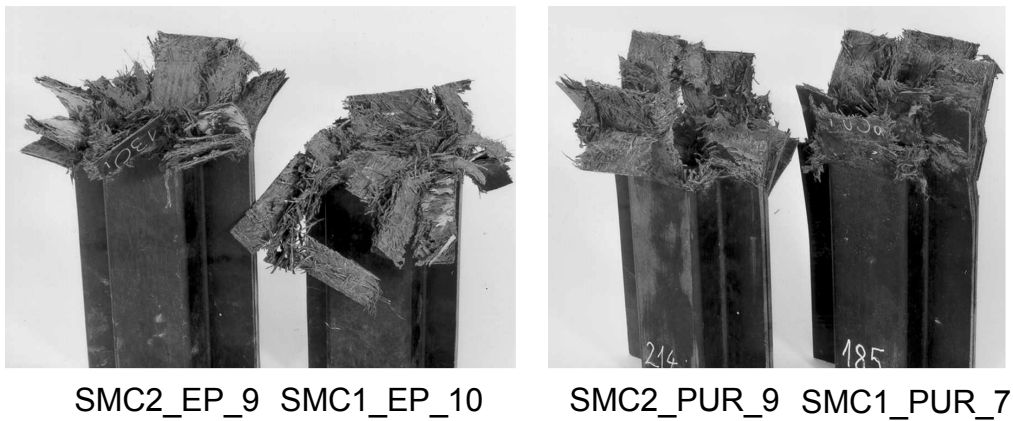


Bild 3.15: Versagensbild SMC1 und SMC2 mit EP- und PUR-Klebstoff

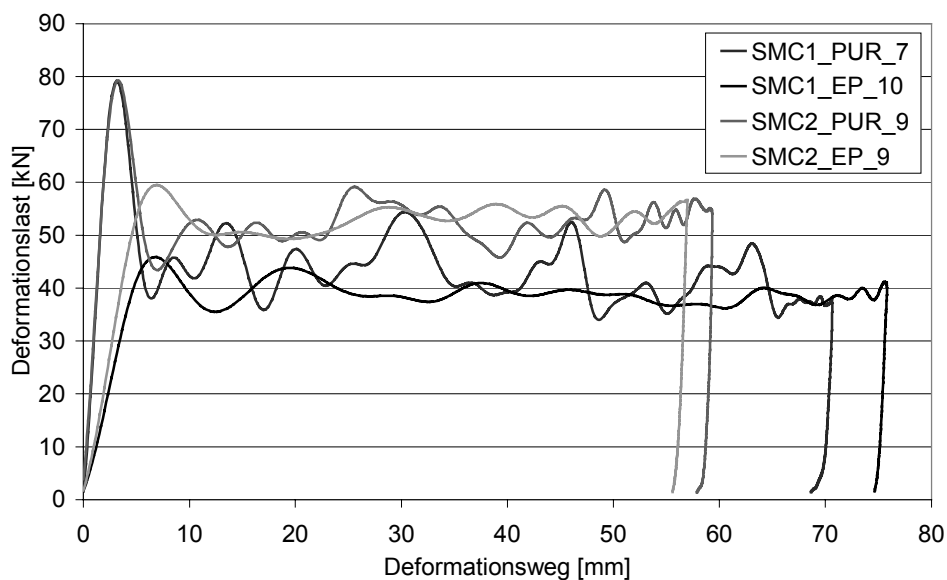


Bild 3.16: Deformationskennlinien von SMC1 und SMC2

In Bild 3.16 zeigen sich starke Unterschiede im Lastanstiegsverhalten. Dies ist allerdings nicht als werkstoffspezifischer Unterschied zu erklären. Vielmehr handelt es sich um Auswirkungen des manuell angebrachten Triggers (45°-Fase).

SMC3 und SMC4

Bei den Rechteckrohrproben mit Flansch aus SMC3 und SMC4 wird das Material nach der Zerstörung des Triggers nach innen und außen umgestülpt und reißt in den Eckradien auf der gesamten Crashlänge auf. Durch die unterschiedlichen Biegeradien kommt es auch hier zu einer Delamination der nach innen und außen gestülpten Schichten. In den umgestülpten Schichten treten dabei einzelne Querrisse auf, welche bei den mit PUR geklebten Proben häufiger waren. Diese Proben versagen

im Flanschbereich ähnlich wie die Proben zuvor durch Faltbildung der Klebnaht. Bei den mit EP geklebten Proben trat ein zentraler Riss im Flanschbereich auf, dadurch konnte das Material nach links und rechts umstülpen. Diese Proben weisen im Anschluss an die eigentliche Crashfront einseitig Risse in der Klebnaht auf. Die Querrisse führen zu einer Faltenbildung im Flanschbereich. Folglich wird der Werkstoff dort weniger zerstört, was bei den PUR-Verklebungen zu geringeren Energieabsorptionskennwerten führt.

In Bild 3.17 ist ein Kraft-Weg-Diagramm der SMC3- und SMC4-Crashproben mit den beiden Klebstoffen dargestellt. Die Peaklast bei Schädigungseinleitung ist sowohl bei SMC4 als auch bei SMC3 unabhängig vom Klebstoff. Aufgrund des größeren Glasfasergehaltes haben die SMC4-Proben eine höhere Mittelkraft als die SMC3-Proben. Dies führt dazu, dass die gecrashte Länge der SMC3-Proben größer ist als die der SMC4-Proben, da im Versuch die gleiche Energie von 3 kJ in die Proben eingebracht wurde. Der unregelmäßige Kraftverlauf der SMC4-PUR-Probe liegt im Auftreten der Querrisse im umgestülpten Material und in der Faltenbildung im Flansch begründet.

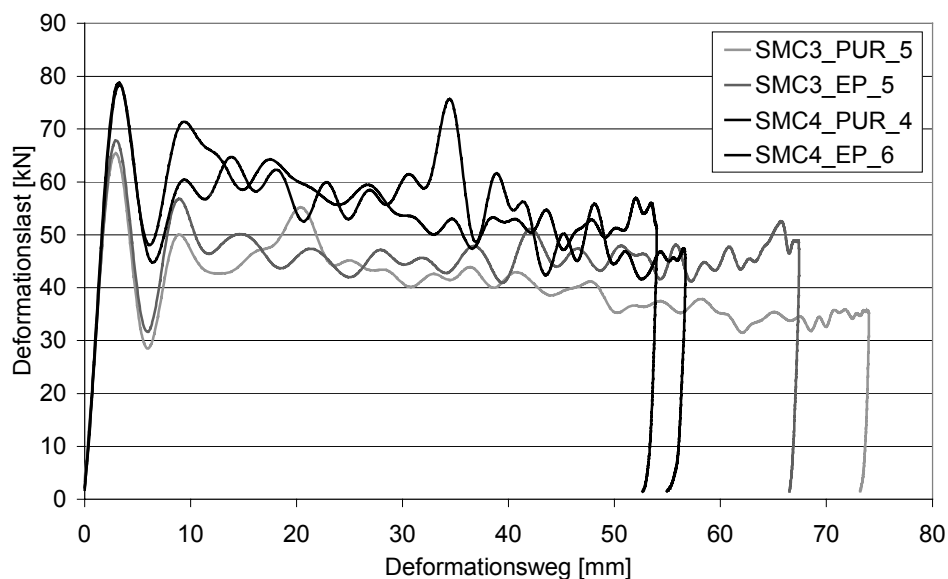


Bild 3.17: Deformationskennlinien von SMC3 und SMC4

SMC5 und SMC6

Auch hier zeigten die Untersuchungen der Proben aus SMC5 und SMC6, dass sich die Versagensmechanismen und das Bruchverhalten bei diesen SMC-Typen entsprechen. Der einzige Unterschied war, dass bei diesen Proben kaum Querrisse im umgestülpten Laminate auftraten, was auch der gleichförmigere Kraftverlauf belegt.

Ähnlich wie zuvor weisen die Crashproben mit dem größeren Glasfasergehalt, hier die SMC6-Proben, eine höhere Mittelkraft auf.

Die SMC6-Proben mit dem EP-Klebstoff wiesen mit $LU=1,37$ eine bessere Lastgleichförmigkeit auf als die SMC5-Proben mit $LU=1,62$. Die Lastgleichförmigkeit der Proben beim PUR-Klebstoff war ungünstiger und betrug $LU=1,58$ für die SMC6- und $LU=1,78$ für die SMC5-Proben.

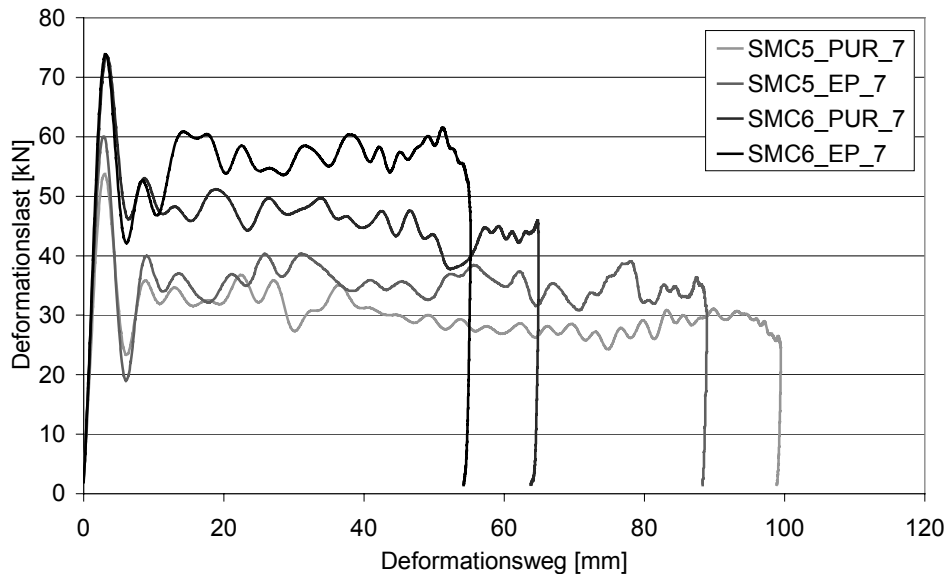


Bild 3.18: Deformationskennlinien von SMC5 und SMC6

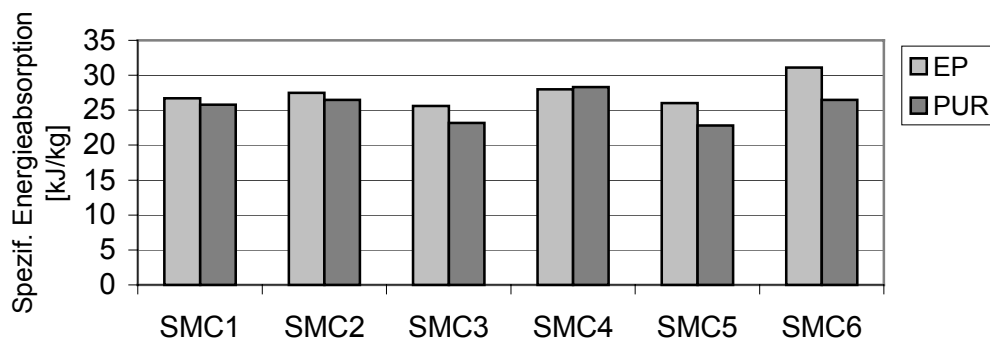


Bild 3.19: Vergleich der spezifisch absorbierten Energien

Die Ergebnisse der spezifischen Energieabsorption liegen tendenziell ähnlich wie bei den Rechteckrohrproben ohne Flansch. Auch hier erreichten die Proben mit 60%

Fasergehalt (SMC6) keine Steigerung gegenüber den Proben mit einem Fasergehalt von 45 %.

Für die Untersuchung des Crashverhaltens der Rechteckrohrproben mit Flansch wurden zwei unterschiedliche Klebstoffe benutzt: EP und PUR. Bild 3.19 zeigt die spezifisch absorbierten Energien der sechs Materialien in Abhängigkeit vom benutzten Klebstoff.

Mit Ausnahme von SMC4 zeigten alle Materialien in Verbindung mit dem PUR-Klebstoff geringere spezifische Energieabsorptionskennwerte als mit dem EP-Klebstoff. Dafür sind zwei Ursachen verantwortlich: Die Festigkeiten des PUR-Klebstoffes sind geringer als beim EP-Klebstoff. Beim PUR-Klebstoff brechen die Proben im Flanschbereich großflächiger. Dies bedeutet, dass weniger Energie in Materialzerstörung umgewandelt werden kann.

3.2.3 Frontalaufprall unter Temperatur-/Feuchteeinfluss

Für den Einsatz von SMC in Strukturbauteilen gewinnen auch die Werkstoffeigenschaften unter Temperatur- und Feuchteeinfluss eine höhere Bedeutung. Auch unter extremen Bedingungen - Frosttemperaturen (-30°C) und starke Hitze (80°C) - muss der Werkstoff sowohl im trockenen als auch im nassen Zustand (Auslagerung in entsalztem Wasser) ein gleichbleibendes Versagensverhalten zeigen. Das bedeutet, dass auch unter diesen Bedingungen die Energieabsorptionseigenschaften, die im Normklima vorliegen, erreicht werden sollten. Beispielhaft wurde für diese Untersuchungen das Material SMC4 ausgewählt. Als Klebstoff wurde bewusst der hinsichtlich der Crasheigenschaften empfindlichere - da sprödere - EP-Klebstoff ausgewählt. Die Wasseraufnahme der Proben während der fünftägigen Auslagerung zeigt die folgende Tabelle.

Tabelle 3.5: Wasseraufnahme der Proben

Probe	Masse vorher	Masse nachher	Zunahme	Zunahme bzgl. vorher
	[g]	[g]	[g]	[%]
SMC4_EP_-30N_1	367,23	368,70	1,47	0,40
SMC4_EP_-30N_2	358,74	360,09	1,35	0,38
SMC4_EP_-30N_3	422,95	433,66	10,71	2,5
SMC4_EP_N_1	361,16	362,53	1,47	0,41
SMC4_EP_N_2	412,06	413,44	1,38	0,33
SMC4_EP_N_3	423,58	424,91	1,33	0,31
SMC4_EP_+80N_1	436,14	436,21	0,07	0,02
SMC4_EP_+80N_2	363,82	363,88	0,06	0,02
SMC4_EP_+80N_3	366,78	366,91	0,13	0,04

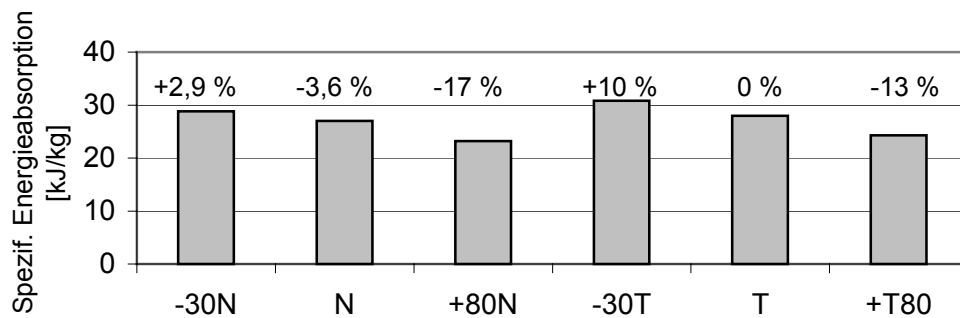


Bild 3.20: Temperatur-/Feuchteeffekt auf die spezifische Energieabsorption von SMC4 (N: nass, T: trocken, 30°C, RT, 80°C)

Die Auswertung der spezifisch absorbierten Energie zeigt, dass mit maximalen Abweichungen bzgl. Standardbedingungen (trocken, RT) von - 17 % bzw. + 10 % gerechnet werden muss.

3.2.4 Schrägaufprall

Bei den Untersuchungen zum Verhalten von Rechteckrohren mit Flansch unter schräg auftreffender Crashbelastung stand die Darstellung des Potentials bei dieser nicht-idealen Beanspruchung im Vordergrund. Außerdem sollten die Versuchsdaten wiederum als Datenbasis für Simulationen genutzt werden. Die Möglichkeiten und Grenzen des entwickelten Materialmodells für komplexere Lastfälle sollten aufgezeigt werden.

Die Crashuntersuchungen wurden beispielhaft mit dem Material SMC4 durchgeführt. Als Klebstoffe zur Probenherstellung diente der zuvor genannte PUR-Klebstoff. Bei den Untersuchungen wurden einfache Versuchsreihen gefahren, denn die ermittelten Ergebnisse sollten nur einen ersten Überblick über die Potentiale und die Problematik dieser Prüfungen geben. Deshalb wurde die Probeneinspannung nicht entsprechend optimiert, sondern mit einfachen Mitteln den Erfordernissen angepasst.

Zur Probeneinspannung wurde ein 30 mm hoher Stahlblock mit Durchgangsbohrung an der stoßabgewandten Seite unter Verwendung des zähelastischen PUR-Klebstoffs in die Probe eingeklebt. Die Proben wurden dann über die Durchgangsbohrung mit dem Prüftisch verschraubt und zur Optimierung der Einspannung seitlich geklemmt.

Erste Versuche zeigten, dass zur zielgerichteten Kraffteinleitung die Nutzung der 45°-Fase nicht ausreicht. Es kam zu Kraftspitzen, die ein katastrophales Versagen des Prüfkörpers durch Aufplatzen (Versagen der Klebung) oder Abbrechen (Bruch oberhalb der Einspannung) verursachten. Basierend auf diesen Erkenntnissen wurde für weitere Versuche eine spitz zulaufende Triggerung (30°-Anfasung) vorgesehen. Zusätzlich diente eine 45°-Abschrägung im Flanschbereich zur Reduzierung der Spitzenlasten. Im Rahmen der Untersuchung wurde der Aufprallwinkel (Winkel zwischen Probenlängsachse und Bewegungsrichtung des Impactors) von 5° bis 30° variiert. Bild 3.21 skizziert die Versuchsdurchführung und die Probengeometrie.

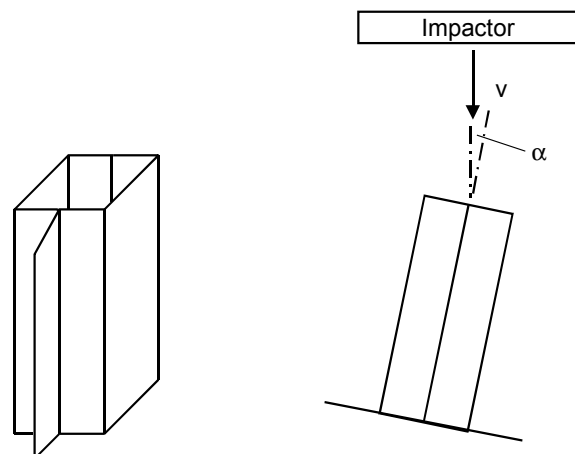


Bild 3.21: Crashuntersuchung bei Schrägbelastung

Bild 3.22 dokumentiert die Versuchsergebnisse fotografisch.

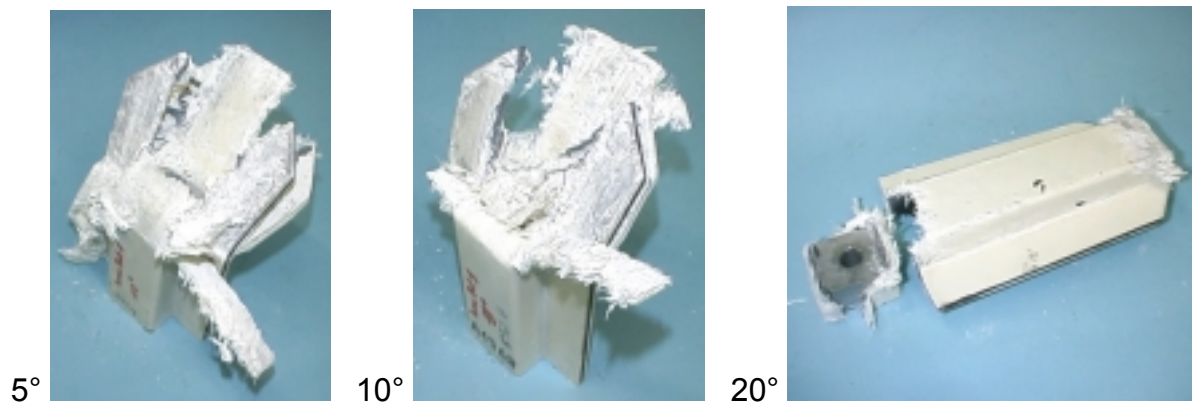


Bild 3.22: Versagensbild der Crashproben nach Schrägbelastung (SMC4)

Die schräg aufgebrachte Crashbelastung verursachte automatisch den Effekt einer Triggerung, d.h. das Kraftniveau zeigte keinen überhöhten Peak sondern vielmehr einen kontinuierlichen Kraftanstieg. Die einzelnen Probenbereiche (Seitenflächen des Rohrquerschnitts, Flansche) wurden nacheinander in den progressiven Crash mit einbezogen. Wie o.a. war die Triggerung bei größeren Aufprallwinkeln dennoch problematisch, da das plötzliche Auftreffen des Impaktors auf große intakte Materialbereiche ein katastrophales Versagen der Probe einleiten konnte (20°-Aufprall). Zur Optimierung der Probengeometrie hinsichtlich Schrägaufprall müsste auch die Triggerung betrachtet werden. Je nach Abweichung von der rein axialen Crashbelastung ergaben sich die in Tabelle 3.6 aufgeführten Deformationswege bis zur Beteiligung des gesamten Probenquerschnitts.

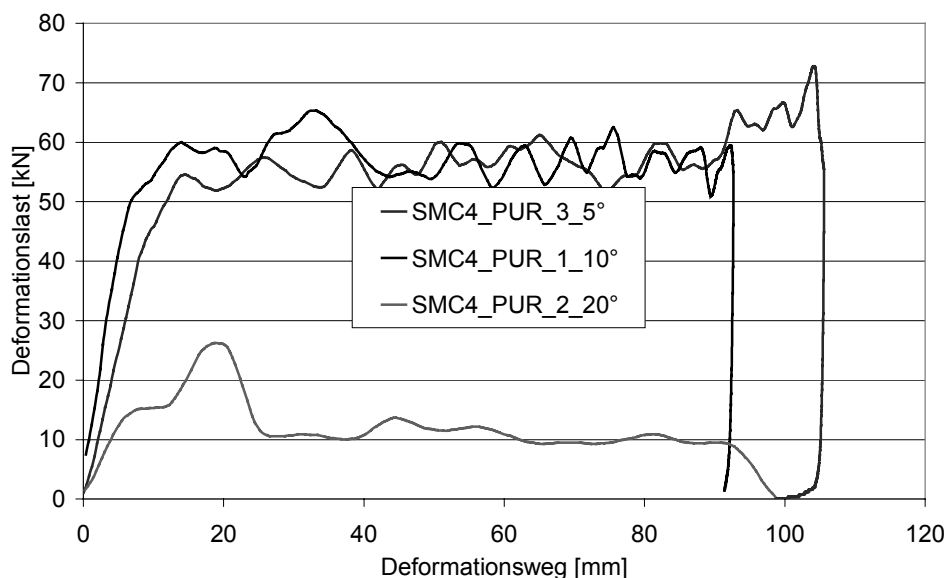


Bild 3.23: Deformationskennlinien von SMC4 bei Schrägaufprall

Tabelle 3.6: Deformationsweg und Probenquerschnitt bei Schrägbelastung

Schrägstellung		5°	10°	20°
Deformationsweg Rohr	[mm]	4,4	8,7	17,1
Deformationsweg Flansch	[mm]	37,3	40,0	45,7
Zunahme Probenquerschnitt	[%]	0,38	1,5	6,0

Der Deformationsweg stellt den Weg dar, der zurückgelegt werden musste, bis der gesamte Probenquerschnitt in den Crash einbezogen war. Durch die Triggerung bzw. Abschrägung am Flanschbereich erhöhte sich diese Länge nochmals.

Im Vergleich zu den Crashergebnissen der axial geprüften Rechteckrohre mit Flansch gleicher Materialkombination zeigte sich kein Unterschied in der Crashmittellast. Beim 0°-, 5°- und 10°-Aufprall lag die Deformationslast jeweils bei ca. 53 kN. Wie o.a. konnte keine Peaklast zugeordnet werden. Somit liegt keine Lastüberhöhung vor.

3.3 Neuere SMC-Entwicklungen (Frontalaufprall bei RT)

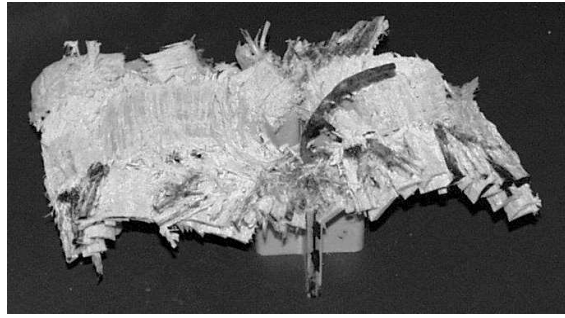
3.3.1 SMC mit unidirektionalen Faserlagen

Wie bei den Standard-SMC-Materialien wurden auch mit dem unidirektional (UD) verstärkten SMC die Untersuchungen mit den Rechteckrohren mit Flansch durchgeführt. Dabei wurden verschiedene Schichtfolgen und Faserorientierungen gemäß Kapitel 3.1.3 realisiert.

Bei den längsverstärkten Proben zeigten beide Materialkonfigurationen ein ähnliches Bruchverhalten. Das Material wurde entlang der Crashfront nach innen und außen umgestülpt und riss kontinuierlich in den Eckradien auf. Infolge unterschiedlicher Biegeradien kam es zu einer Delamination der Schichten. Der Flansch der Proben mit dem EP-Klebstoff wurde durch eine zentrale Delamination entlang der Klebnaht zerstört, verbunden mit einem Umstülpen des Materials nach links und rechts. Im Gegensatz dazu traten bei den Proben mit dem PUR-Klebstoff Faltenbildungen der Klebnaht im Flanschbereich auf. Nach der Entlastung richtete sich das nach außen umgestülpte Material auf (Bild 3.24).



LRRL_PUR_1



QRRQ_PUR_1

Bild 3.24: Versagensbild der Crashproben aus unidirektional verstärktem SMC

Bild 3.25 zeigt das Kraft-Weg-Diagramm der Crashproben RLLR und LRRL mit beiden Klebstoffen. Das Crashverhalten dieser Proben ist durch eine hohe Triggerkraft und durch einen gleichmäßigen Kraftverlauf gekennzeichnet.

Der Vergleich der EP-Klebstoff-Proben zeigt, dass das Kraftsignal der Probe LRRL auf einem höheren Niveau (52 kN) als das der Probe RLLR (43,7 kN) liegt. Da beide Proben annähernd die gleiche Energie von 3kJ absorbiert haben, ist die Crashlänge bei LRRL kleiner. Die Proben mit dem EP-Klebstoff besitzen eine höhere Mittelkraft als die Proben mit dem PUR-Klebstoff.

Die Lastgleichförmigkeit der LRRL-Proben mit dem EP-Klebstoff betrug $LU=1,84$ (Mittelwert) und war kleiner als die der RLLR-Proben mit $LU=2,25$. Ähnlich verhielten sich die entsprechenden Proben mit dem PUR-Klebstoff. Deren Lastgleichförmigkeit betrug $LU=1,91$ bzw. $LU=2,36$.

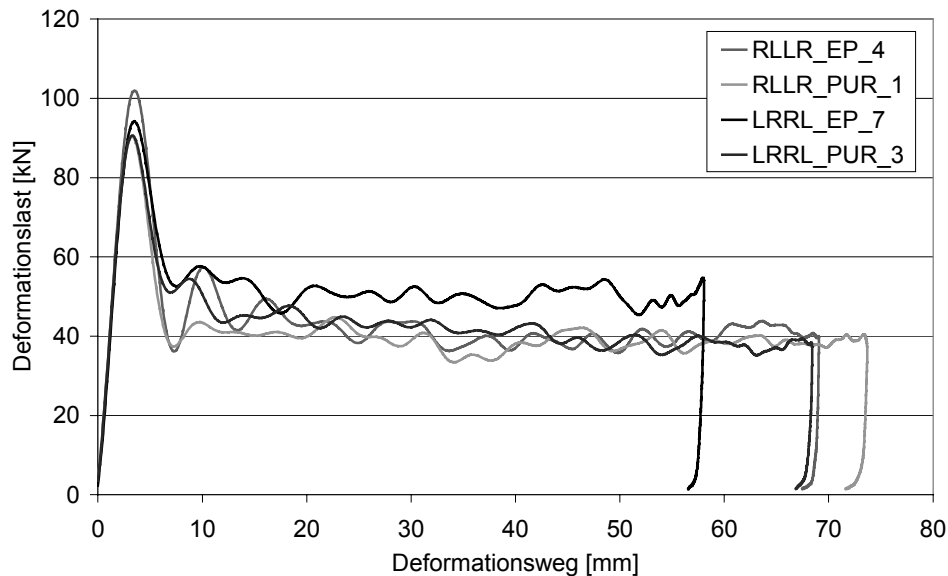


Bild 3.25: Deformationskennlinien von längs-UD verstärktem SMC

Der geprüfte Werkstoff bestand aus 20% regellos angeordneten und 30% unidirektional ausgerichteten Glasfasern mit unterschiedlichen Schichtfolgen. Die Crashproben LRRL wiesen im Vergleich zu RLLR-Proben eine um ca. 15 % größere spezifisch absorbierte Energie auf. Folglich beeinflusste die Schichtfolge der Glasfasern das Materialverhalten erheblich. Die außen liegenden unidirektionalen Glasfasern bewirkten höhere Kennwerte.

Obwohl der Glasfasergehalt der Crashproben höher als bei SMC1 und SMC2 war, wiesen sie eine erheblich geringere spezifisch absorbierte Energie auf. Die Risse in den Eckradien des Profils verliefen längs der unidirektionalen Glasfasern. Demzufolge waren nur die 20% regellos angeordneten Glasfasern vom Rissfortschritt betroffen, während bei SMC1 und SMC2 alle Fasern (35% bzw. 40%) geschädigt wurden.

In einer weiteren Versuchsreihe wurde das Verhalten der Proben geprüft, deren unidirektionale Faserlagen quer zur Belastungsrichtung orientiert waren. Bild 3.24 zeigt zerstörte Proben dieser Konfigurationen.

Die Bilder verdeutlichen die Versagensmechanismen, die bei dieser Probenkonfiguration auftraten. Die Querfaserlagen waren nicht an Faserbrüchen beteiligt, was sich direkt auf die Energieabsorptionskennwerte auswirkte. Vielmehr führten die Querfasern zu einem fächerförmigen Versagensmechanismus, bei dem die Fasern an der Probe abglitten. Die mittleren Faserlagen verdichteten sich dabei zentral in der Probe und führten so - extremer als bei anderen SMC-Materialien und Lagenaufbauten - zum Aufsprengen der Probe, was häufig zum Versagen der Klebnaht führte. Dies

führt im Gesamten auch zu der unterschiedlichen Charakteristik in den Versagenskennlinien.

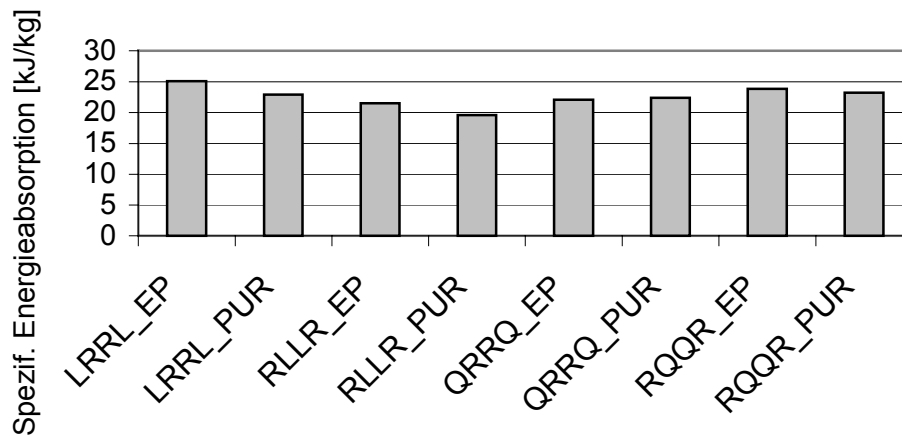


Bild 3.26: Spezifische Energieabsorption des UD-verstärkten SMC

Im Überblick aller Probenvarianten mit unidirektionalem Faseraufbau zeigt sich, dass sich die spezifische Energieabsorption gegenüber den Varianten mit regellos angeordneten Fasern trotz des höheren Fasergehaltes nicht steigern lässt. Um die Energieabsorption zu optimieren, müssten weitere Versuche mit komplexeren Schichtfolgen realisiert werden.

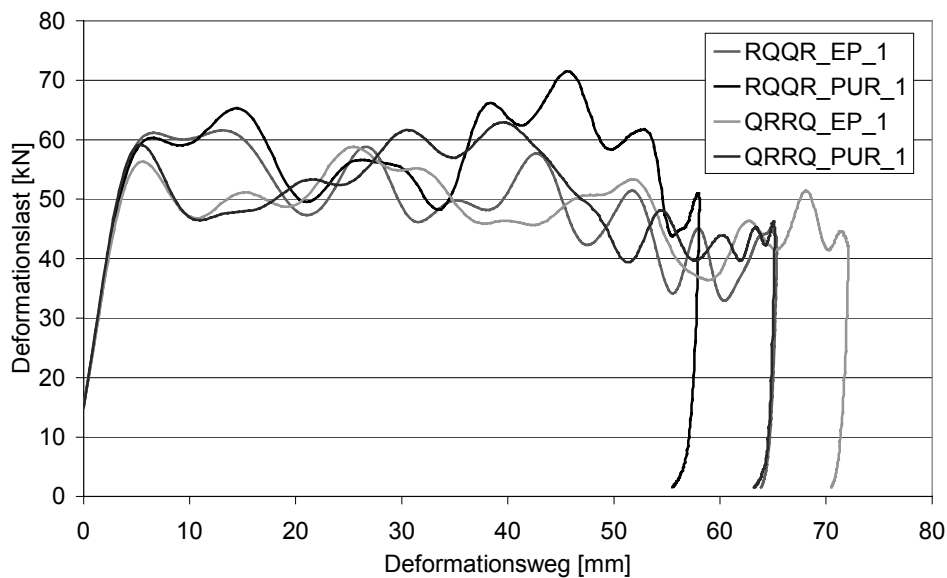


Bild 3.27: Deformationskennlinien von quer-UD verstärktem SMC

Im Vergleich der Deformationskennlinien des unidirektional verstärkten SMC wird ersichtlich, dass die quer verstärkten Varianten keine ausgeprägte Peaklast aufweisen ($L.U. > 1,6$). Dies wird insbesondere dadurch hervorgerufen, dass sich die Versagenscharakteristik grundlegend unterscheidet. Die quer liegenden Fasern (QRRQ und RQQR) gleiten seitlich ab und fächern auf.

3.3.2 Recyclat-SMC

Wie bei allen folgenden unter dem Oberbegriff Spezial-SMC zusammengefassten Typen wurden auch beim Recyclat-SMC Rechteckrohrproben mit Flansch hergestellt. Auch hier dienten die Klebstoffe K4 und K5 (EP und PUR) zur Probenherstellung. Nach quasistatischen (50 mm/min) Vorversuchen an einzelnen Proben wurden die dynamischen Versuche mit einer Geschwindigkeit von ca. 11 m/s durchgeführt. Das folgende Bild zeigt beispielhaft die zerstörten Proben.

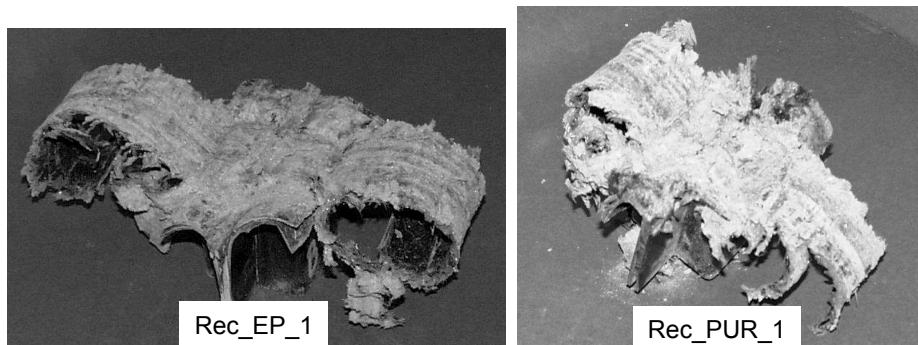


Bild 3.28: Versagensbild der Crashproben aus Recyclat-SMC

Da bei diesem SMC-Typ nur ein Teil der Füllstoffe durch granuliertes SMC ersetzt ist, unterschied sich das Versagensverhalten nicht vom klassischen SMC. Eine typische Versagenskennlinie zeigt Bild 3.29. Die Energieabsorptionskennwerte liegen bei 30 kJ/kg bei Verklebung mit EP-Klebstoff und bei 27 kJ/kg mit PUR-Klebstoff.

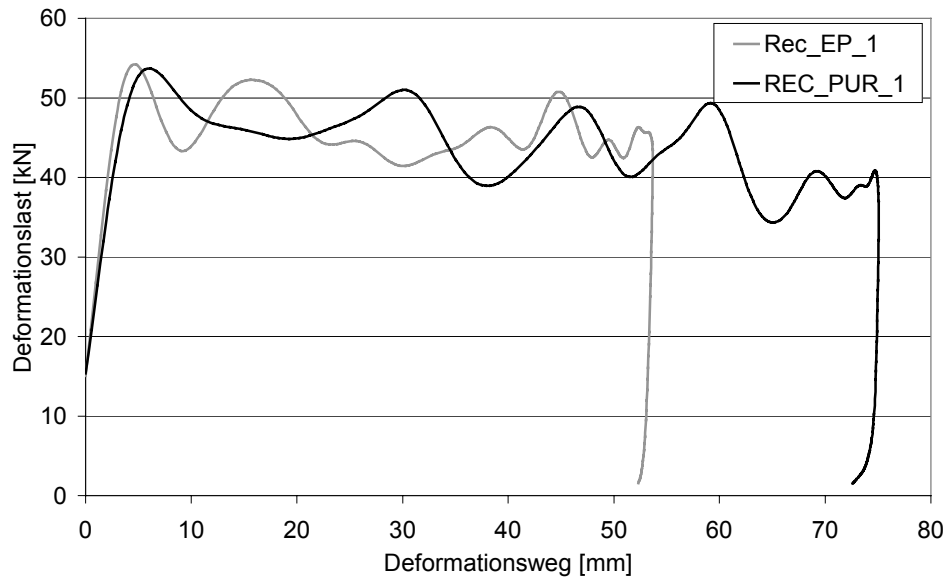


Bild 3.29: Deformationskennlinien von Recyclat-SMC

3.3.3 Flexibles SMC

Für das flexible SMC, das in dieser Form als Außenhautbauteil beim Renault Espace zur Anwendung kommt, galt die gleiche Vorgehensweise wie beim Recyclat-SMC.

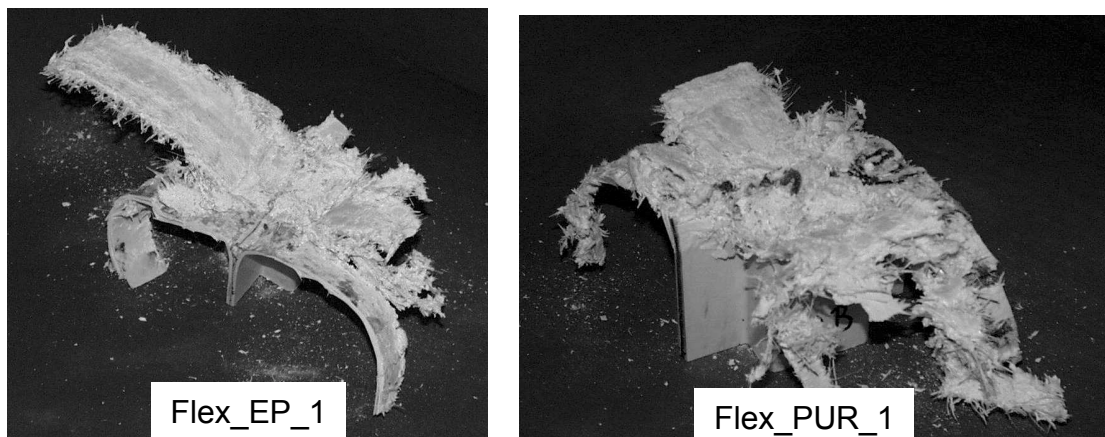


Bild 3.30: Versagensbild der Crashproben aus flexiblem SMC

Kraft-Weg-Kurven und Versuchsergebnisse sind im folgenden Bild dargestellt. Beim flexiblen SMC zeigt sich ein inhomogener Kraftverlauf. Von der Peaklast ausgehend sinkt das Lastniveau stetig. Die erreichten Energieabsorptionskennwerte liegen bei nur 21 bis 24 kJ/kg.

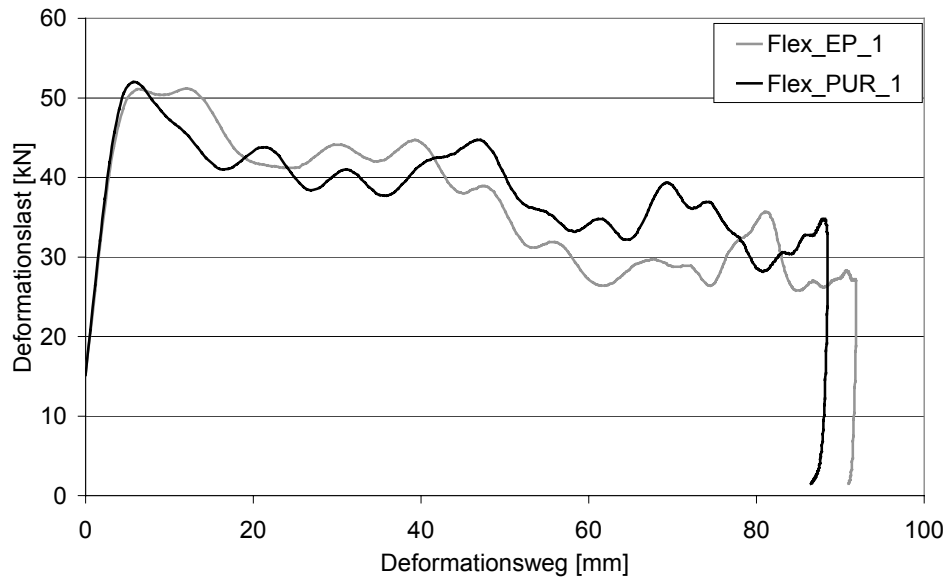


Bild 3.31: Deformationskennlinien von flexiblem SMC

3.3.4 Leicht-SMC

Bei diesem Material sind Teile der Füllstoffe durch Glashohlkugeln ersetzt, die wegen ihrer geringen Dichte die spezifische Masse des Gesamtmaterials reduzieren. Die zerstörten Proben aus den quasistatischen Versuchen zeigt Bild 3.32.

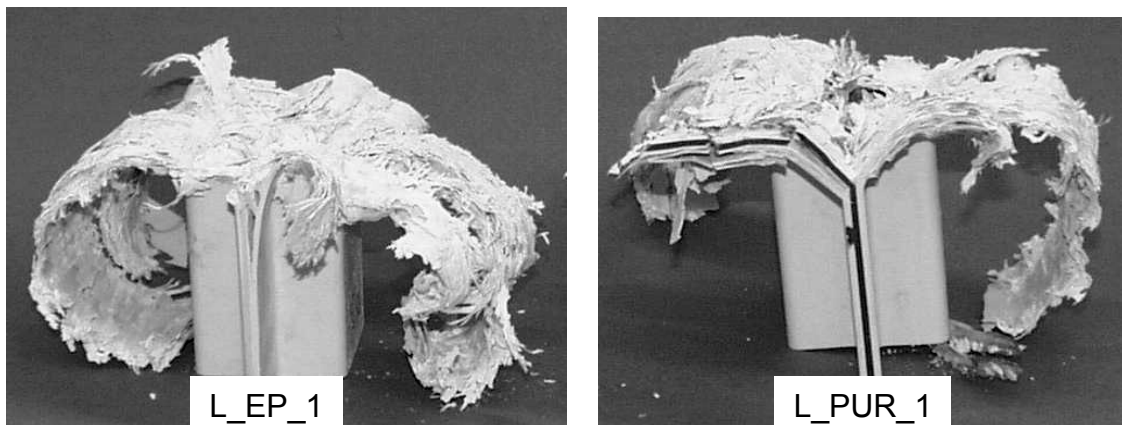


Bild 3.32: Versagensbild der Crashproben aus Leicht-SMC

Das Versagensverhalten dieses Materials war analog zu dem von Standard-SMC. Typische Kraft-Weg-Kurven zeigt das nächste Bild.

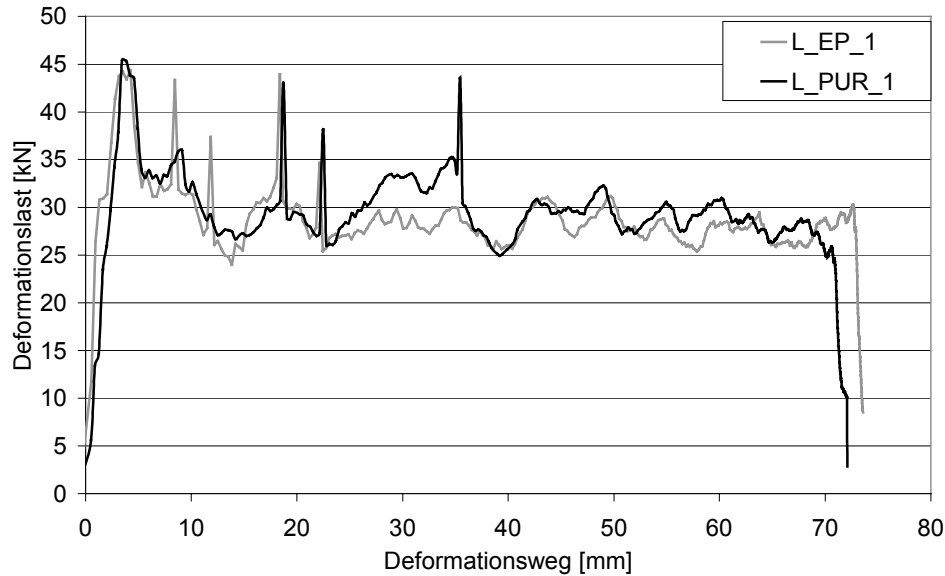


Bild 3.33: Deformationskennlinien von Leicht-SMC

Leicht-SMC erreicht in seinen spezifischen Energieabsorptionskennwerten nur den Bereich von ca. 21 kJ/kg und bleibt somit unterhalb vergleichbarer Standard-SMC.

3.3.5 Naturfaser-SMC

Wie in Kapitel 2.1 beschrieben, unterscheidet sich dieses SMC durch das Fasermaterial von den anderen SMC-Typen. Im Gegensatz zu den industriell hergestellten Glasfasern, die im SMC i.d.R. als Schnitffasern vorliegen, handelt es sich bei den Flachsfasern um ein vernadeltes Vlies. Wegen der geringeren Fließfähigkeit des Vlieses war die Herstellung der profilierten SMC-Platten problematisch. Durch Schervorgänge bei der Umformung des lederartigen Rohmaterials lagen in den Radienbereichen teilweise reine Matrixnester vor, d.h. die crashtechnisch relevanten und durch Rissvorgänge stark an der Energieabsorption beteiligten Bereiche waren praktisch unverstärkt. Der Fokus der Werkstoffentwicklung lag bei diesem Werkstoff allerdings in flächigen Strukturen. Die im Hutprofil realisierten Umformgrade (Radien) entsprachen nicht dem Entwicklungsziel. Obwohl die quasistatischen Untersuchungen eher ein kritisches Materialverhalten zeigten – die Proben zerbrachen auf geringem Kraftniveau in große Teile – stellten sich bei den dynamischen Versuchen optimale Eigenschaften heraus. Die höhere Prüfgeschwindigkeit wirkte stabilisierend auf das Crashverhalten. Die Proben zerbröselten progressiv und zeigten keine der Crashfront vorseilenden Risse. Bild 3.34 zeigt typische Versagensverläufe:

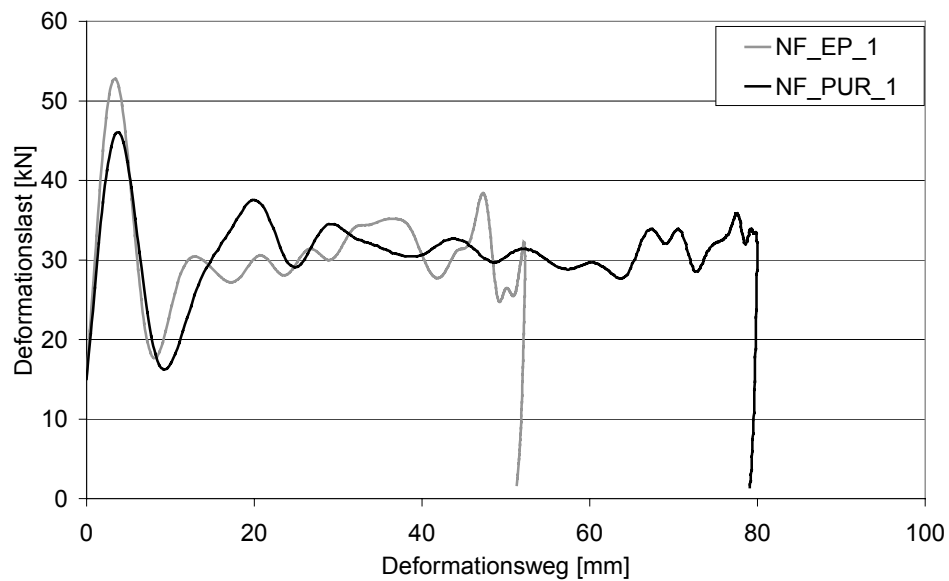


Bild 3.34: Deformationskennlinien von Naturfaser-SMC

Im Vergleich mit den Standard-SMC-Typen erreicht das Naturfaser-SMC Crashkennwerte, die mit einem Glasfaser-SMC mit 25 Gewichts-% Glas vergleichbar sind. Die Werte liegen bei etwa 21 kJ/kg.

4 Beurteilung von crashtaughlichen Verbindungstechniken

4.1 Ansatz

Ähnlich wie bei der Konstruktion von Bauteilen müssen auch in der Verbindungstechnik FVK-spezifische Eigenschaften berücksichtigt werden. Die klassischen Fügemethoden wie Schrauben, Nieten und Schweißen sind nicht oder nur mit großem Aufwand realisierbar. Aus diesem Grund gewinnt die Klebetechnik als FVK-gerechte Verbindung große Bedeutung.

Kleben ist Fügen unter Verwendung eines Klebstoffes, d.h. eines nichtmetallischen Werkstoffes, der Fügeteile gleichen oder unterschiedlichen Materials durch Flächenhaftung und innere Festigkeit (Adhäsion und Kohäsion) verbinden kann. Klebeverbindungen sind stoffschlüssige, in der Regel unlösbare Verbindungen. Die Einordnung des Klebens in die Fertigungsverfahren erfolgt nach DIN 8593.

Heute werden beispielsweise im Automobilbau Hauberversteifungen, Karosserieteile und Energieabsorber miteinander verklebt [81][82][83]. Vor allem bei Kunststoffen bietet die flächige Kraftereinleitung der Klebeverbindungen Vorteile gegenüber der punktuellen Lastübertragung der klassischen Fügemethoden von Metallen. Wie alle Verbindungstechniken weisen auch Klebeverbindungen typische Vor- und Nachteile auf. Diese sind in der spezifischen Literatur [81], [98] hinreichend beschrieben.

Wie die axialen Crashuntersuchungen zur Energieabsorption von SMC-Profilen gezeigt haben, konnten die auftretenden Kräfte gut durch Klebeverbindungen übertragen werden. Es zeigte sich allerdings, dass nicht alle geprüften Klebstoffe den gestellten Anforderungen genügten.

Aufbauend auf den Erkenntnissen aus den Crashversuchen ist bei Flanschverbindungen die Keilwirkung von zerstörtem Material mit Wirkrichtung zur Klebefuge hin der Verursacher des gelegentlich auftretenden schlagartigen Versagens der kompletten Klebefuge. Der Keil aus zerstörtem Material und das seitliche Abfließen des Materials bewirken Zugspannungen an der Klebstofffront, der ungünstigsten Belastungsform für Klebeverbindungen. Ziel war es daher, eine Prüfmethode zu entwickeln, die es erlaubt, ohne aufwendige Crashversuche die Crashtaughlichkeit einer Klebeverbindung zu verifizieren und die Fügeverbindung (Fügepartner und Klebstoff) zu bewerten.

Hinsichtlich der Klebstoffe, die für SMC-Verbindungen genutzt werden, lässt sich bzgl. statischer Belastungen auf Erfahrungen der Materialhersteller zurückgreifen. Arbeiten hinsichtlich der Optimierung von Klebstoffen (Vorbehandlung und Fügepa-

parameter) wurden daher nicht durchgeführt. Bei jedem Klebstoff wurden die Herstellerangaben bzgl. Klebeflächenvorbehandlung eingehalten.

Analog zu den Adhäsions- und Kohäsionsfestigkeiten wird auch das Bruchverhalten von Verklebungen in Adhäsionsbruch, Kohäsionsbruch und gemischte Formen unterschieden. Als Ausgangspunkt eines Bruches werden Inhomogenitäten wie Mikrorisse und Kerben angesehen [81].

Weitergehende Informationen und konstruktive Richtlinien zum Verkleben finden sich in der Literatur: [99][96][97]. Die verschiedenen bekannten Prüfmethode zur Beurteilung von Klebeverbindungen werden im nächsten Kapitel vorgestellt.

4.2 Bekannte Prüfverfahren

Eine Zusammenstellung der in Deutschland genormten Prüfmethode zur Beurteilung von Klebungen bzw. Klebstoffen zeigt folgendes Bild:

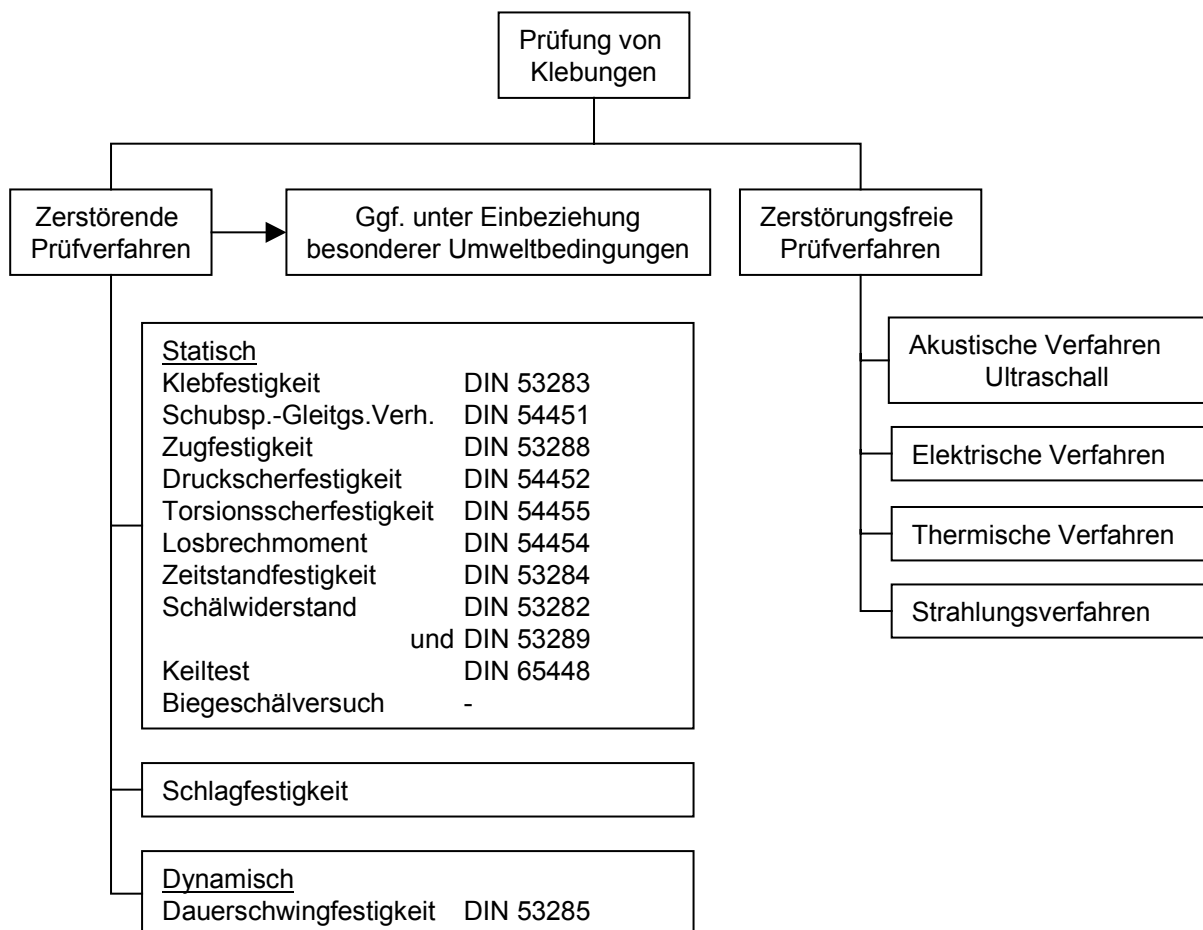


Bild 4.1: Prüfverfahren für Klebungen [81]

Wie schon in den vorangegangenen Kapiteln beschrieben, zeigt die Untersuchung der gecrashten SMC-Doppelhutprofile als Ursache für das vollständige, katastrophale Versagen der Proben mit bestimmten Klebstoffen die auftretenden Zugspannungen senkrecht zur Klebefläche. Überschreiten diese Zugspannungen die vom Klebstoff tolerierbaren Werte, kommt es zur Rissbildung. Dieser Riss läuft je nach Klebstoffart und -festigkeit über die gesamte Länge der Fügung und führt zum globalen Versagen der Probe.

Im Rahmen dieser Arbeit wurden die dabei auftretenden Belastungen möglichst realitätsnah und bei möglichst geringem experimentellem Aufwand in einer Prüfmethode für crashtaughliche Verbindungen nachgebildet. Ein weiteres Kriterium für die Entwicklung der Prüfmethode war die Übertragbarkeit auf hohe Prüfgeschwindigkeiten.

Ausgangspunkt der Untersuchung waren zunächst die existierenden Prüfmethoden zur Charakterisierung von Klebeverbindungen und die Methoden zur Beurteilung von Rissfortschritt in Faserverbundkunststoffen. Dazu wurden zunächst die genormten und die in Veröffentlichungen beschriebenen Methoden analysiert.

Im Versuch nach DIN 53288 wird die Zugfestigkeit senkrecht zur Klebefläche bestimmt. Diese Prüfmethode liefert unter gut definierten Spannungsverhältnissen eine Beurteilung der Adhäsions- und Kohäsionseigenschaften von Klebstoffen. Allerdings werden in dieser Versuchsanordnung nicht die Rissbildung und der Rissfortschritt untersucht, obwohl diese für die Crashtaughlichkeit von entscheidender Bedeutung sind. Es handelt sich um eine flächige, quasistatische Belastung.

Bei Schälversuchen tritt eine Linienbelastung aus Normalspannungen auf. Bei den verschiedenen Varianten des Schälversuchs wird immer das Kraftsignal als Funktion des Weges ermittelt. Aus den aufgezeichneten Daten wird dann entweder der Anrisschälwiderstand als Quotient aus Anrisskraft und Fügeteilbreite oder der relative Schälwiderstand als Quotient aus mittlerer Trennkraft und Fügeteilbreite bestimmt. Allen Versuchen gemeinsam ist die Tatsache, dass mindestens ein Fügepartner ausreichend biegeweich ist, um die beim Abschälen erforderliche Deformation zu erlauben.

Mit der Betrachtung von Spaltversuchen erfolgt der Übergang zu dickeren Fügeteilen, die sich aufgrund ihrer Steifigkeit nicht mehr abschälen lassen und somit eine Spaltbeanspruchung ermöglichen. Der Biegeschälversuch dient besonders der Prüfung von Kunststoff-Metall-Klebungen. Auch hier wird der Biegeschälwiderstand aus dem Quotient der Anrisskraft und der Probenbreite berechnet. Der Rissfortschritt wird nicht weiter betrachtet. Beim sogenannten 3-Punkt-Biegeversuch handelt es sich um eine Abwandlung des zuvor beschriebenen Tests. Dabei werden zwei überstehende Probenenden bis zum Anriss belastet.

Eine Prüfkongfiguration, bei der der Rissfortschritt mit betrachtet wird, stellt der Keiltest dar, der als DIN 65448 und ASTM D 3762-79 genormt ist. Auf die Klebefuge werden durch einen Keil Normalspannungen aufgezwungen. Das Ende des aufgetretenen Risses wird markiert, die Probe wird in die vorgesehene klimatische Umgebung gebracht und der Rissfortschritt als Funktion der Zeit gemessen. Die Beurteilung des Bruchverhaltens erfolgt nach der Trennung der Fügeteile.

Bei der Prüfung der Zeitstandfestigkeit (DIN 53284) werden einseitig überlappende Klebungen bei ruhender Zugbeanspruchung untersucht. Die Dauerschwingfestigkeit wird über Zugschwellbeanspruchung nach DIN 53285 an einseitig überlappten Klebungen ermittelt.

Prüfungen bei schlagartiger Belastung sind bisher nicht genormt. Die angewandten Methoden werden im Folgenden näher erläutert. Motiviert sind diese Prüfungen auch durch den zunehmenden Einsatz des Klebens in der Automobilindustrie und den geforderten Nachweis der Stabilität der Klebungen im Crashfall.

Bei Prüfungen mit schlagartiger Belastung beeinflusst die Beanspruchungsgeschwindigkeit die Eigenschaften einer Klebung, da das Verformungsverhalten von Klebeschichten im Wesentlichen durch molekulare Umlagerungsvorgänge geprägt wird [81]. Ist die zeitliche Lastzunahme so groß, dass ihr diese Umlagerungen nicht mehr folgen können, ist ein sprödes Verhalten der Klebschicht zu erwarten. Schlagartige Belastungen werden bei Klebeverbindungen durch Schlagscherbeanspruchung, Schlagzugbeanspruchung und Schlagzugscherbeanspruchung geprüft. Die Geschwindigkeiten liegen in einer Größenordnung von 1 bis 5 m/s.

Gegenüber den bisher genannten Normen und Verfahren zählen der DCB-ähnliche Test (double cantilever beam) und der Keiltest zu den Verfahren, die sich am ehesten zur Prüfung der Crashtaughlichkeit von verklebten Flanschen in FVK-Strukturen eignen, da die spezifischen Belastungen an einem verklebten Flansch den dort vorliegenden Beanspruchungen am nächsten kommen. Deshalb werden diese Prüfmethoden im Folgenden ausführlicher erläutert, bevor im Anschluss das entwickelte Testverfahren beschrieben wird.

4.3 Keiltest

Eine Methode zur Bestimmung der Spaltfestigkeit strukturell verklebter glasfaserverstärkter Kunststoffe wird in der SAE-Norm „Method for Evaluating the Cleavage Strength of Structurally Bonded Fiberglass Reinforced Plastic (Wedge Test) - SAE J1882 Aug87“ beschrieben. Der Keil aus Stahl oder Aluminium wird mit einer Geschwindigkeit von 125 mm/min in den Klebespalt gedrückt. Während des Versuchs

wird das Kraftsignal als Funktion der Verschiebung (Keil) aufgezeichnet und daraus werden Maximallast und Energiebeträge ermittelt.

Ein aufwendigerer Keiltest wird in ISO 11343 beschrieben. Ziel der Norm „Adhesives – Determination of dynamic resistance to cleavage of High Strength Adhesive Bonds Under Impact Conditions – Wedge Impact Method“ ist die Ermittlung des dynamischen Widerstands gegen Spaltung. Als Fügepartner sind in der Norm Metalle vorgesehen. Der dynamische Widerstand gegen Spaltung wird definiert als die Kraft bezogen auf die Probenbreite, die benötigt wird, um die Klebung durch einen zwischen die Fügepartner eindringenden Keil zum Versagen zu bringen und die Fügepartner schälend zu trennen. Die Prüfungen werden mit einem Schlagpendel bei Geschwindigkeiten von 3,3 m/s bis zu 5,5 m/s durchgeführt.

Während des Versuchs wird die Kraft als Funktion von Zeit oder Weg erfasst. Aus den Daten wird die mittlere Spalkraft ermittelt, wobei die ersten 25 % und die letzten 10 % des Kurvenverlaufs unberücksichtigt bleiben. Der Quotient aus mittlerer Spalkraft und Probenbreite ergibt den dynamischen Spaltwiderstand.

Diese Testvarianten eignen sich nicht für crashbelastete Flanschverbindungen, da die ermittelten Ergebnisse stark vom Keil und den auftretenden Reibkräften abhängen. Eine Verbesserung verspricht in dieser Hinsicht die DCB-Prüfung.

4.4 DCB-Prüfung (double cantilever beam)

Ein Prüfverfahren analog zur Rissfortschrittsbestimmung in FVK-Laminaten ist in der ASTM D 3433-93 für verklebte Fügepartner genormt: Standard Test Method for Fracture Strength in Cleavage of Adhesives in Bonded Joints“ [116] (Bruchfestigkeit bei der Spaltung von Klebefugen).

Die Energiefreisetzung G wird hier als Verlust der Energie bei quasistatischer Belastung angesehen, während sich ein Riss um ein infinitesimales dA fortpflanzt. Als Lösungsansatz dient die Gleichung:

$$G \cdot dA = -dU, \quad (4.1)$$

wobei U die im Gesamtsystem gespeicherte Energie ist. Die Belastung wird unter Mode I (Normalbelastung) durchgeführt, d.h. es handelt sich um eine Zugbeanspruchung senkrecht zur Rissebene.

Bei der Ermittlung von Energiefreisetzungen werden zwei Kennwerte unterschieden. Bei G_{Ic} handelt es sich um den kritischen Wert für die Energiefreisetzung (kritische Energiefreisetzungsrate), bei dem der Riss unter Belastung zu wachsen beginnt. G_{Ia} beschreibt die Energiefreisetzung bei der das Risswachstum wieder stoppt.

In Klebungen kann der Rissfortschritt auf zwei verschiedene Arten erfolgen:

- Stabiler Rissfortschritt: der Riss wächst langsam in Abhängigkeit von der Belastungsgeschwindigkeit weiter,
- Instabiler Rissfortschritt: der Riss wächst mit hoher, unkontrollierbarer Geschwindigkeit weiter.

In Kraft-Traversenweg-Diagrammen ist das unterschiedliche Risswachstum leicht zu erkennen. Im ersten Fall verläuft die Kurve nach der Spitzenlast stetig abfallend, im Fall des instabilen Rissfortschritts folgt einem plötzlichen Abfall wieder ein Kraftanstieg.

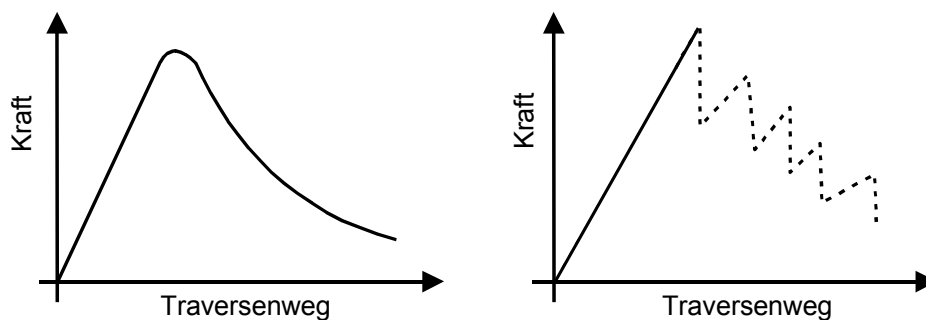


Bild 4.2: Stabiler und instabiler Rissfortschritt (qualitativ) [90]

Die Norm ASTM D 3433-93 besagt, dass bei einem stabilen Rissfortschritt die beiden G_I -Werte gleich sind und bei instabilem Risswachstum $G_{Ic} > G_{Ia}$ ist. In der Norm werden zwei verschiedene Probekörperformen beschrieben. Die erste Form ist der standardisierte Double-Cantilever Beam. Die zweite Variante (zunehmende Dicke über der Probenlänge) ist bei FVK nicht sinnvoll realisierbar, da über den Schichtaufbau bei Laminaten Unstetigkeiten vorliegen würden und bei den Pressformmassen solche Wandstärkenvariationen auch nicht herstellbar sind.

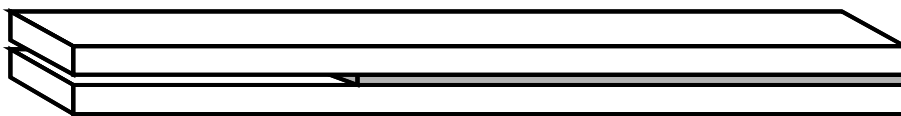


Bild 4.3: Double-Cantilever Beam gemäß ASTM D 3433-93

Die Energiefreisetzungsraten G_{Ic} und G_{Ia} werden nach folgenden Gleichungen berechnet:

$$G_{Ic} = \frac{[4P^2(\max)][3a^2 + h^2]}{[Eb^2h^3]} \quad \text{und} \quad G_{Ia} = \frac{[4P^2(\min)][3a^2 + h^2]}{[Eb^2h^3]}, \quad (4.2)$$

wobei:

- $P(\max)$ = Belastung, um Riss zu initiieren,
 $P(\min)$ = Belastung, bei der Rissfortschritt stoppt,
 E = Elastizitätsmodul der geklebten Balken,
 b = Breite des Probekörpers,
 a = Risslänge (Abstand vom Kraffteinleitungspunkt zur Risspitze),
 h = Dicke der geklebten Balken.

Im Versuch wird die Probe bis zur Rissinitiierung belastet. Dann wird die Prüfmaschine gestoppt, bis kein weiterer Kraftabfall mehr erfolgt, der Rissfortschritt also zum Stillstand gekommen ist. Während des Versuchs werden folgende Daten aufgezeichnet:

- Kraft, bei der Riss initiiert wird, $P(\max)$,
- Kraft, bei der Rissfortschritt stoppt, $P(\min)$,
- Risslänge bei Rissinitiierung a_i ,
- Risslänge bei Rissfortschrittsende a_a .

Im Anschluss wird die Probe entlastet. Dieser Ablauf (belasten, warten bis Rissstopp, entlasten) wird mindestens fünfmal wiederholt. Ein Diagramm eines Versuchsdurchlaufs zeigt Bild 4.4.

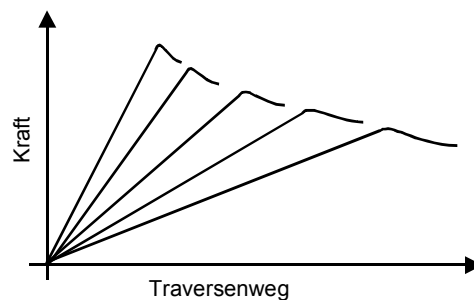


Bild 4.4: Belastungskurven einer Contoured DCB-Prüfung

Basierend auf den aufgezeichneten Daten werden die entsprechenden G_{Ic} -Werte berechnet und deren Mittelwerte bestimmt. Die in diesen Verfahren dargestellte Bestimmung der beiden G_{Ic} -Werte und deren Abweichung voneinander eignet sich gut für nachfolgende Betrachtungen bezüglich der Instabilität des Rissfortschritts innerhalb von Klebeverbindungen.

Allerdings ist diese Norm für die Prüfung von Klebeverbindungen mit Metallen ausgelegt. Die Steifigkeit und Festigkeit der Biegebalken ist also entschieden höher als die der Klebung. Diese Eigenschaft ist bei der Verklebung von Kunststoffen nicht gegeben. Der Elastizitätsmodul der verklebten Biegebalken wird hier vom Klebstoff stark beeinflusst, die Kenntnis des Elastizitätsmoduls des SMC-Materials reicht für die Berechnung nicht aus. Eine Übertragung des Versuchsablaufs auf dynamische Prüfverfahren ist aufgrund der Belastungs- und Entlastungszyklen nicht denkbar.

Die Norm ISO/DIS 15107 „Adhesives – Determination of Cleavage Strength of Bonded Joints“ beschreibt die Bestimmung der Spaltfestigkeit von Klebungen. Die Methode eignet sich jedoch nur zum Vergleich verschiedener Klebstoffe.

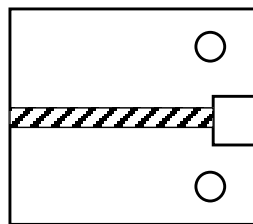


Bild 4.5: Probenaufbau ISO/DIS 15107

Die Proben werden an den Bohrungen eingespannt und anschließend mit einer Geschwindigkeit zwischen 0,1 und 10 mm/min auf Zug belastet. Die Spaltfestigkeit berechnet sich aus dem Quotienten der Maximallast und der Probenbreite.

In DIN 65563 ist die Bestimmung der interlaminaren Energiefreisetzungsrates für faserverstärkte Kunststoffe genormt. Das Prüfverfahren dient zur Ermittlung der Werte G_{1C} bzw. G_{2C} bei Normal- bzw. Schubbeanspruchung. Für die Crashtaughlichkeit einer Klebung ist der Wert G_{1C} relevant, der in DIN 65563 als die zur Erzeugung eines definierten Rissfortschrittes unter Normalbeanspruchung (Mode I) benötigte Gesamtenergie bezeichnet wird.

Bei der Mode-I-Prüfung wird ein speziell vorbereiteter Probekörper senkrecht zur Laminebene auf Zug belastet, so dass er entlang seiner Längsachse delaminiert. Dabei wird die zum Rissfortschritt benötigte Zugkraft als Funktion des Traversenweges aufgezeichnet. Die Belastung wird je nach angewandter Methode so lange fortgesetzt bzw. wiederholt, bis eine definierte Risslänge erreicht ist. Aus dem Kraft-Weg-Diagramm wird die interlaminare Mode I Energiefreisetzungsrates G_{1C} berechnet. Der „Anfangsriss“ (definierte Risseinleitung) wird beim Herstellen der FVK-Probekörper durch Einlaminiere einer 10 bis 20 μm dicken PTFE-Folie erzeugt. Zur Lasteinleitung werden Scharniere auf die Proben aufgeklebt bzw. aufgeschraubt.

Der vorbereitete Probekörper wird so in die Prüfmaschine eingespannt, dass die Belastung senkrecht zur vorgesehenen Delaminationsebene erfolgt. Bei Methode A wird der Probekörper beansprucht, bis der Riss um ein bestimmtes Maß gewachsen ist. Dieser Vorgang wird so oft wiederholt bis der Riss auf eine definierte Gesamtlänge gewachsen ist. Bei Methode B erfolgt die Beanspruchung kontinuierlich bis der Riss eine definierte Endlänge erreicht hat. Während des Versuchs werden Kraftverlauf und Traversenweg bzw. Rissöffnung kontinuierlich in Form eines Kraft-Weg-Diagrammes aufgezeichnet. Zugehörige Risslängen werden an der Probe markiert und nach der Versuchsdurchführung exakt vermessen. Die Prüfgeschwindigkeit beträgt bei beiden Verfahren 10 mm/min. Bei Methode A werden für die einzelnen Kurvensegmente G_{1C} -Werte ermittelt. Bei Methode B wird ein Wert für die interlaminaire Energiefreisetzungsrate ermittelt.

In [125] werden die sogenannten Cantilever Beam Tests auf Klebungen angewandt. Als typische Konfigurationen werden der Double Cantilever Beam, der Tapered Double Cantilever Beam und der einfache Cantilever Beam angegeben. Für Faserverbundkunststoffe scheidet aufgrund des Fertigungsaufwandes allerdings der Tapered Double Cantilever Beam aus. Der einfache Cantilever Beam scheint wegen des unsymmetrischen Versuchsaufbaus ebenso ungeeignet. In der genannten Veröffentlichung werden Klebungen mit metallischen Fügepartnern charakterisiert. Ansonsten entspricht der Ablauf dem in der o.a. Norm dargestellten Verfahren. Eine ähnliche Darstellung beschreibt [135]. In [118] findet sich eine Anwendung der Theorie auf das interlaminaire Bruchverhalten von R-SMC. Bei den beschriebenen Normen wurde immer quasistatisch, d.h. mit geringen Geschwindigkeiten, geprüft.

4.5 Entwickelte Prüfmethode analog DCB-Test

Bei der Klassifizierung von Brucharten fester Körper wird zwischen dem zähen (duktilen) und dem spröden Bruch unterschieden. Die Einteilung der Brucharten erfolgt nach dem Ausmaß der Deformation des Materials bis zum Rissfortschritt.

Beim spröden Bruch ist keine oder nur eine sehr geringe bleibende Verformung bis zum Brucheintritt zu erkennen. Er ist gekennzeichnet durch das schnelle Wachstum eines Risses, was schließlich zur völligen Trennung des Materials führt. Da ein linear-elastisches Materialverhalten bis zum Brucheintritt angenommen wird, ist eine mathematische Beschreibung des Bruchablaufes mit Hilfe der Elastizitätstheorie möglich. Der zähe Bruch wird ebenfalls durch die Ausbreitung eines Risses erklärt, jedoch finden hier im Gegensatz zum spröden Bruch zusätzlich plastische und viskose Verformungen statt, die eine bruchmechanische Beschreibung erschweren. Die linear-elastische Bruchmechanik geht davon aus, dass die Größe der plastischen Zone an der Risspitze gegenüber der Risslänge klein ist.

Die singulären Spannungsfelder in der Umgebung der Risspitze sind in der Bruchmechanik von großer Bedeutung. Sie lassen sich mit einem einzigen Faktor, der ausschließlich von der Geometrie der Rissanordnung und der äußeren Belastung abhängt, kennzeichnen. Dabei werden drei grundlegende Arten des Rissverformungsverhaltens unterschieden. Diese Rissöffnungsarten ermöglichen drei voneinander unabhängige Bewegungsmöglichkeiten der beiden Rissoberflächen gegeneinander und werden durch den Index I, II und III bezeichnet [84][85].

Die drei verschiedenen Rissöffnungsarten sind durch folgende Belastungen gekennzeichnet:

- MODE I: Zugbeanspruchung senkrecht zur Rissebene (Normalbelastung)
- MODE II: Scherbeanspruchung in der Rissebene in Rissrichtung (Längsschubbelastung)
- MODE III: Scherbeanspruchung in der Rissebene senkrecht zur Rissrichtung (Querschub)

Aus den verschiedenen Rissöffnungsarten werden die jeweiligen Energiefreisetzungsraten bzw. Energiebeträge ermittelt. Die Energiebetrachtung basiert auf einem thermodynamischen Kriterium für Materialbruch. Bei der Rissausbreitung in spröden Körpern werden folgende Energiebeiträge umgesetzt:

- Elastische Energie (Formänderungsenergie) U , die im belasteten Körper mit Riss gespeichert ist,
- Oberflächenenergie H des Risses (Potential für einen rissbehafteten Körper),
- Arbeit W der äußeren Kräfte.

Griffith (1920) postulierte sein Bruchkriterium demnach folgendermaßen: Risswachstum tritt genau dann auf, wenn die elastische Energie, die bei inkrementalem Risswachstum freigesetzt wird, ausreicht, um die Energie zur Verfügung zu stellen, die zur Schaffung neuer Oberflächen benötigt wird.

Im Folgenden wird von ideal sprödem, also rein elastischem Materialverhalten ausgegangen. Sonst wird ein Großteil der beim Bruch freigesetzten Dehnenergie durch plastische Verformung dissipiert [85]. Dies bedeutet, dass das Prüfverfahren bewusst auf Strukturklebstoffe (hohe Festigkeit, geringe Dehnung), also EP-Klebstoffe, ausgerichtet ist. Die PUR-Klebstoffe mit ihren hohen plastischen Dehnungen werden durch die theoretischen Betrachtungen nur unzureichend beschrieben, scheiden aber auch durch ihr Eigenschaftsprofil (Steifigkeit, Festigkeit) für Strukturanwendungen aus.

Das Potential H für einen angerissenen Körper ist wie folgt definiert:

$$H = W - U \quad (4.3)$$

und die Energiefreisetzungsrates in ebener Dehnung als:

$$G = \frac{dH}{dA} = \frac{dW - dU}{dA} \quad (4.4)$$

mit dA als Rissoberflächenzunahme.

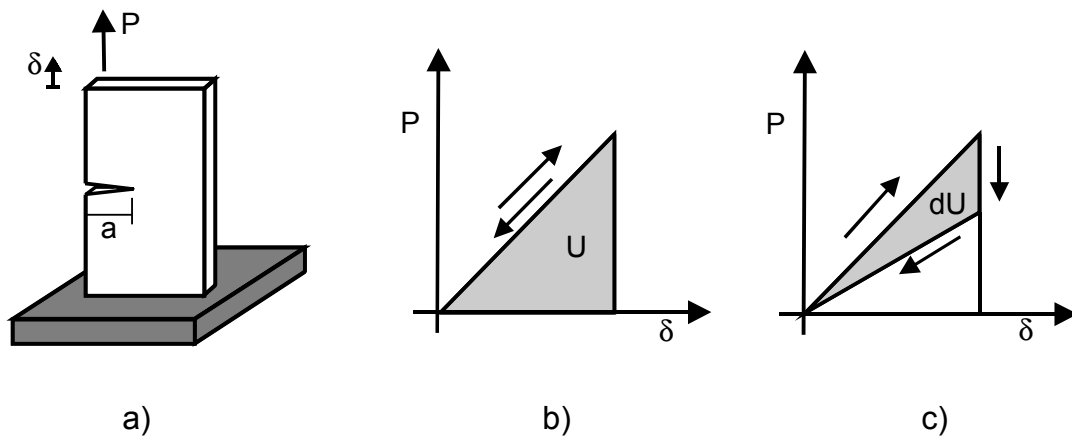


Bild 4.6: Rissverlängerung bei linear-elastischer Verformung

Bei der Belastung einer angerissenen Probe wird die elastische Formänderungsenergie U gespeichert. Diese ergibt sich aus der grau hinterlegten Fläche im P - δ -Diagramm zu:

$$U = \frac{P \cdot \delta}{2} \quad (4.5)$$

wobei P die angreifende äußere Last und δ die Verschiebung des Lastangriffspunktes (Traversenweg) bedeutet. Verlängert sich der Riss um da , so verringert sich bei konstanter Verschiebung δ die gespeicherte Energie um dU . Infolge der Rissverlängerung wird die Probe nachgiebiger und es setzt eine teilweise Entlastung ein. Wird die Probe wieder entlastet, wird nicht mehr die ursprünglich elastisch gespeicherte Energie U an die Prüfmaschine zurückgegeben, sondern nur noch der um dU verringerte Betrag. Die Fläche dU entspricht also der Energiemenge, die für die Rissverlängerung aufgewendet werden muss. Sie wird Energiefreisetzungsrates G genannt und bezeichnet die Energie, die je neugeschaffener Bruchfläche dA aus dem elastischen Energievorrat U freigesetzt wird.

$$G = - \frac{dU}{dA} \quad (4.6)$$

Bei Risswachstum werden zwei Fälle unterschieden: konstante Kraft und konstanter Weg.

Für den Fall konstanter Kraft ($P = \text{const.}$, $\delta \neq \text{const.}$) ergibt sich für die Änderung der im Körper gespeicherten Energie dU :

$$dU = \frac{P \cdot d\delta}{2} \quad (4.7)$$

Durch Einsetzen ergibt sich:

$$G = \frac{P \cdot d\delta}{2dA} \quad (4.8)$$

Im Fall konstanten Weges ($P \neq \text{const.}$, $\delta = \text{const.}$) ist die Arbeit gleich Null und damit ergibt sich:

$$dU = \frac{\delta \cdot dP}{2} \quad (4.9)$$

Aufgrund der Steifigkeitsabnahme bei Rissverlängerung wird dP negativ und G ist:

$$G = -\frac{\delta \cdot dP}{2dA} \quad (4.10)$$

Für linear elastische Körper kann die Relation zwischen Kraft und Traversenweg durch:

$$\delta = C \cdot P \quad (4.11)$$

ausgedrückt werden, wobei C die reziproke Federkonstante, d.h. die Nachgiebigkeit, bedeutet.

Durch Einsetzen ergibt sich für die Energiefreisetzungsrate bei konstanter Kraft und konstantem Weg die gleiche Lösung:

$$G = \frac{P^2 \cdot dC}{2dA} = \frac{P^2}{2b} \cdot \frac{dC}{da} \quad (4.12)$$

Diese Gleichung ist für eine experimentelle Bestimmung von G nutzbar und kann zur Ableitung von Ausdrücken für die Energiefreisetzungsrate bei verschiedenen Probengeometrien benutzt werden. Dazu muss die Nachgiebigkeit C als Funktion von der Risslänge gemessen und nach a differenziert werden. Diese Vorgehensweise wird als Compliance-Methode (Nachgiebigkeits-Methode) bezeichnet.

Compliance Methode:

Grundlage für weitere Berechnungen ist die elastische Biegebalkentheorie. Dabei wird ein einzelner Biegebalken und dessen Verformung unter Belastung betrachtet.

Als Gleichung für die Durchbiegung w im Kraftangriffspunkt ergibt sich bei Belastung des Biegebalkens durch eine Kraft P :

$$w = \frac{P \cdot a^3}{3E \cdot I} \quad (4.13)$$

mit EI als Biegesteifigkeit des Balkens mit der Länge a .

Übertragen auf einen Double Cantilever Beam mit $\delta = 2w$ und $C = \delta P$ gilt:

$$C = \frac{2a^3}{3E \cdot I} \quad (4.14)$$

mit EI als Biegesteifigkeit für jeden der beiden Einzelbalken mit der Länge a .

Nach Gleichung 4.14 und $dA=B \cdot da$ ergibt sich für die kritische Energiefreisetzungsrate in Mode I:

$$G_{Ic} = \frac{3P \cdot \delta}{2b \cdot a} \quad (4.15)$$

Der Index "c" kennzeichnet die kritische Grenze des Systems, oberhalb derer ein Riss vergrößert wird.

Vorteil dieser Methode ist, dass der Wert für die Energiefreisetzungsrate mit experimentell gewonnenen Größen direkt bestimmbar ist. Davies [86] weist jedoch darauf hin, dass diese einfache Balkentheorie nicht das Auftreten von Scherung und Durchbiegung am frei hängenden Ende der Probe berücksichtigt, da bei dieser Betrachtungsweise perfekt eingespannte Biegebalken postuliert werden. Kräfte und Momente führen allerdings zu einer Deformation der Endregion der Probe [86]. Dieses Problem wird durch Einführen eines Korrekturterms Δ gelöst, mit der Annahme, dass zur Berechnung die gemessene Risslänge um Δ verlängert werden muss. Somit beträgt die rechnerische Risslänge $a+\Delta$. Wird diese korrigierte Risslänge in die Gleichungen eingesetzt, ergibt sich für die Nachgiebigkeit:

$$C = \frac{2(a + \Delta)^3}{3 \cdot E \cdot I} \quad (4.16)$$

und für den experimentell ermittelten Elastizitätsmodul eines einzelnen Biegebalkens

$$E = \frac{8 \cdot F \cdot (a + \Delta)^3}{b \cdot \delta \cdot d^3} \quad (4.17)$$

Die Energiefreisetzungsrate lautet:

$$G = \frac{3 \cdot P \cdot \delta}{2 \cdot b \cdot (a + \Delta)} \quad (4.18)$$

Die rechnerisch exakte Ermittlung des Korrekturterms Δ wird später ausführlich beschrieben.

Der Vorteil dieser Berechnungsmethode liegt darin, dass der Elastizitätsmodul aus dem jeweiligen Versuch gewonnen wird. Man erhält für jede einzelne Probe den korrigierten Wert für den Elastizitätsmodul, was für spätere Berechnungen (Übertragung auf Klebprüfung) nutzbar ist.

Eine andere Möglichkeit zur Bestimmung der Energiefreisetzungsrate stellt die Area-Methode (Flächen-Methode) dar. Hier wird die Energiefreisetzungsrate aus der Belastungs-Entlastungs-Kurve bestimmt und berechnet sich nach DIN 65563 [89] wie folgt:

$$G_I = \frac{E}{b(a_2 - a_1)} \quad (4.19)$$

wobei E die eingeschlossene Fläche und $a_2 - a_1 = \Delta a$ die Rissverlängerung ist.

Für linear-elastisches Verhalten und den Fall, dass die Entlastungskurve wieder den Ursprung erreicht sowie die Kraft-Weg-Kurve während des Risswachstums durch eine Gerade angenähert werden kann, wird G_I nach folgender Gleichung ermittelt:

$$G_I = \frac{P_1 \cdot \delta_2 - P_2 \cdot \delta_1}{2 \cdot b \cdot (a_2 - a_1)} \quad (4.20)$$

Bei mehreren Kurvensegmenten, d.h. mehreren Belastungs- und Entlastungskurven, wird der Mittelwert der Einzelwerte berechnet. Das Ergebnis liefert jedoch nur eine Näherungslösung [84], [89]. Deshalb wird im Folgenden die Compliance-Methode genutzt.

Durch Anwendung der Compliance Methode zur Bestimmung der interlaminaren Energiefreisetzungsrate können die sich aus der genormten Prüfmethode ergebenden Nachteile vermieden werden. Da aber bei Klebungen verschiedene Brucharten (Adhäsionsbruch, Kohäsionsbruch, gemischter Bruch) auftreten können, kann man nicht generell von kritischen Energiefreisetzungsraten, die Werkstoffkennwerte darstellen,

sprechen. Um eine Bestimmung der kritischen Energiefreisetzungsrates im üblichen Sinne zu ermöglichen, müsste sich der Riss ausschließlich innerhalb der Klebschicht (Kohäsionsbruch) ausbreiten. Da die Praxis dies nicht bestätigt, müssen neue Kennwerte zur Charakterisierung der "Widerstandsfähigkeit" einer Klebeverbindung gegen Rissausbreitung definiert werden. Diese müssen auf die gesamte Klebeverbindung - Klebstoff und Fügepartner - bezogen werden, da eine starke Abhängigkeit zum Material der Fügepartner, der Oberflächenvorbereitung usw. besteht und nicht nur der verwendete Klebstoff ausschlaggebend ist. Eine Beurteilung der Kennwerte ist also nur unter vergleichbaren Voraussetzungen möglich.

Die Prüfmethode basiert auf der bruchmechanischen Gleichung für die kritische Energiefreisetzungsrates G_{Ic} :

$$G_{Ic} = \frac{3 \cdot P \cdot \delta}{2 \cdot b \cdot (a + \Delta)} \quad (4.21)$$

Während bei der Methode nach ASTM D3433-93 nur die Möglichkeit besteht, durch Belastungs- und Entlastungszyklen die Freisetzungsrates zu ermitteln, kann dies bei der Compliance-Methode auch durch einen kontinuierlichen Vorgang erfolgen. Auf der Probe wird ein Maßstab aufgebracht, der es ermöglicht die Rissverlängerung quantitativ zu ermitteln. Zunächst wird die Probe belastet bis der Riss zu wachsen beginnt. Erreicht die Rissspitze eine der Markierungen, wird dieser Punkt im Kraft-Traversenweg-Diagramm markiert. Damit erhält man die benötigten Wertepaare a , δ und P für die markierten Punkte. Nach Überschreiten der letzten Markierung wird die Probe wieder entlastet. Ergebnis ist eine Kraft-Traversenweg-Kurve, deren Analyse die Bestimmung der Energiefreisetzungsrates der ausgewählten Punkte ermöglicht.

Wie schon erläutert, trägt der Korrekturterm Δ dem Auftreten von Scherung und Durchbiegung am freien Probenende dadurch Rechnung, dass die gemessene Risslänge a um Δ vergrößert wird. Die rechnerische Grundlage für die Einführung dieses Korrekturterms Δ ist die Gleichung für die Nachgiebigkeit:

$$C = \frac{2a^3}{3E \cdot I} \quad (4.22)$$

Dabei ist

$$\frac{2}{3E \cdot I} \quad (4.23)$$

konstant. Nach Umformung obiger Gleichung ergibt sich:

$$\begin{aligned}
 C &= konst_1 \cdot a^3 \\
 \sqrt[3]{C} &= konst_2 \cdot a
 \end{aligned}
 \quad (4.24)$$

Mit Hilfe der linearen Funktion

$$y = m \cdot x + z \Rightarrow z = 0, \quad m = konst_2 = \sqrt[3]{\frac{2}{3EI}}, \quad x = a, \quad y = \sqrt[3]{C}$$
(4.25)

erhält man schließlich eine Ursprungsgerade mit der Steigung $m = konst_2$.

Im Versuch schneidet die Gerade die x-Achse allerdings bei $-\Delta$. Das bedeutet:

$$\begin{aligned}
 y(-\Delta) = 0 &= m \cdot x - \Delta \Rightarrow \Delta = m \cdot x \\
 \Rightarrow \sqrt[3]{C_{korr}} &= konst_2 \cdot a + konst_2 \cdot \Delta \\
 \Rightarrow \sqrt[3]{C_{korr}} &= konst_2 \cdot (a + \Delta) \\
 \Rightarrow C_{korr} &= \frac{2 \cdot (a + \Delta)^3}{3E \cdot I}
 \end{aligned}
 \quad (4.26)$$

Die Bestimmung von Δ erfolgt experimentell aus den im Versuch gewonnenen Werten von C in Abhängigkeit von der Risslänge. Wie in Bild 4.7 gezeigt, wird die dritte Wurzel der Nachgiebigkeit $\sqrt[3]{C}$ über der Risslänge a aufgetragen.

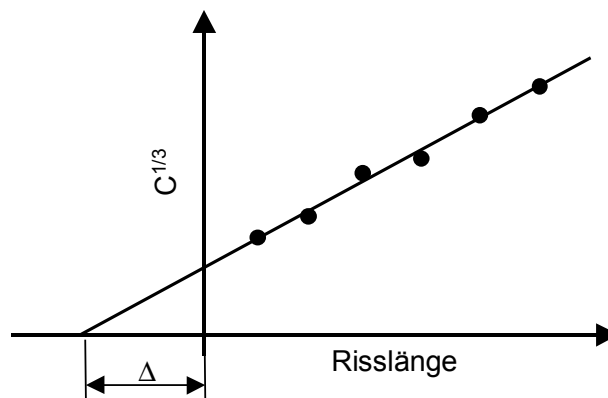


Bild 4.7: Bestimmung des Korrekturterms

Bei optimalen Versuchsbedingungen ergibt sich dabei ein linearer Verlauf. Die Gerade schneidet die x-Achse in einem um Δ vom Ursprung entfernten Punkt. Der Korrekturterm Δ lässt sich graphisch aus dem Diagramm oder rechnerisch über die Geradengleichung ermitteln.

Die Energiefreisetzungsrate liefert, wie bereits erwähnt, eine erste Bewertung der Klebung. Zur Beurteilung der Crashtauglichkeit müssen aber auch Aussagen über

die Stabilität der Rissausbreitung und über die Rissausbreitungsgeschwindigkeit getroffen werden. Theoretische Betrachtungen [118] gehen davon aus, dass die Energiefreisetzungsrate bei langsamem, stabilem Risswachstum einen konstanten Wert annimmt und bei instabilem Wachstum starke Schwankungen aufweist.

Für Schwankungen und Abweichungen von Maximal- und Minimalwert muss also ein Maß definiert werden, das die Stabilität bzw. Instabilität des Rissfortschritts bei Belastung einer Klebung beschreibt. Dies setzt voraus, dass G während der gesamten Prüfung bekannt ist. Des Weiteren können die Markierungsintervalle auf der Probe nicht beliebig klein und die Anzahl der Markierungen nicht beliebig hoch sein, denn sich schnell ausbreitende Risse könnten dadurch nicht charakterisiert werden. Andererseits reicht es auch nicht aus, nur auf wenige ausgewählte Punkte (Markierungen auf der Probe) zurückzugreifen, um die Abweichungen zu erkennen, da man dann nur einen sehr groben Verlauf erhielte. Der Verlauf von G in den Intervallen zwischen den Messpunkten kann aber über eine theoretische Herleitung berechnet werden.

Nur die Kenntnis der aktuellen Risslänge in jedem Punkt macht die kontinuierliche Bestimmung der Energiefreisetzungsrate möglich. Ausgangspunkt der Überlegung ist wieder die Formel zur Bestimmung der Energiefreisetzungsrate G_{IC} .

Dies führt schließlich zu einem Elastizitätsmodul E :

$$E = \frac{8(a + \Delta)^3}{Cbd^3} = \frac{8P(a + \Delta)^3}{b\delta d^3} \quad (4.27)$$

Dadurch lässt sich die theoretische Risslänge a_{th} bestimmen:

$$a_{th} = d \sqrt[3]{\frac{bE\delta}{8P}} - \Delta \quad (4.28)$$

Da die beiden Messpunkte an der Grenze des Intervalls bereits bestimmt wurden, kann man für jeden Punkt des Intervalls die theoretische Risslänge und die theoretische Energiefreisetzungsrate bestimmen:

$$G_{th} = \frac{3 \cdot P \cdot \delta}{2 \cdot b \cdot (a_{th} + \Delta)} \quad (4.29)$$

Das Ergebnis zeigt Bild 4.8. Der unstetige Verlauf der Energiefreisetzungsrate in Abhängigkeit von der Risslänge erklärt sich aus dem oftmaligen, schnellen Kraftabfall bei instabilem Risswachstum. Die Bestimmung der Risslänge an jedem Punkt des Versuchsablaufes ermöglicht es, die Rissausbreitungsgeschwindigkeiten für die gesamte Prüfung zu bestimmen. Bereiche mit instabiler Rissausbreitung sind somit leicht zu erkennen. Ohne die Bestimmung der theoretischen Risslänge könnte nur

ein Mittelwert berechnet werden. Es wäre unmöglich, kurzzeitige, sehr schnelle Ausbreitungen nachzuweisen und maximale Rissausbreitungsgeschwindigkeiten zu bestimmen.

Im Folgenden sind Beispiele für stabiles und für instabiles Versagensverhalten zusammenfassend dargestellt.

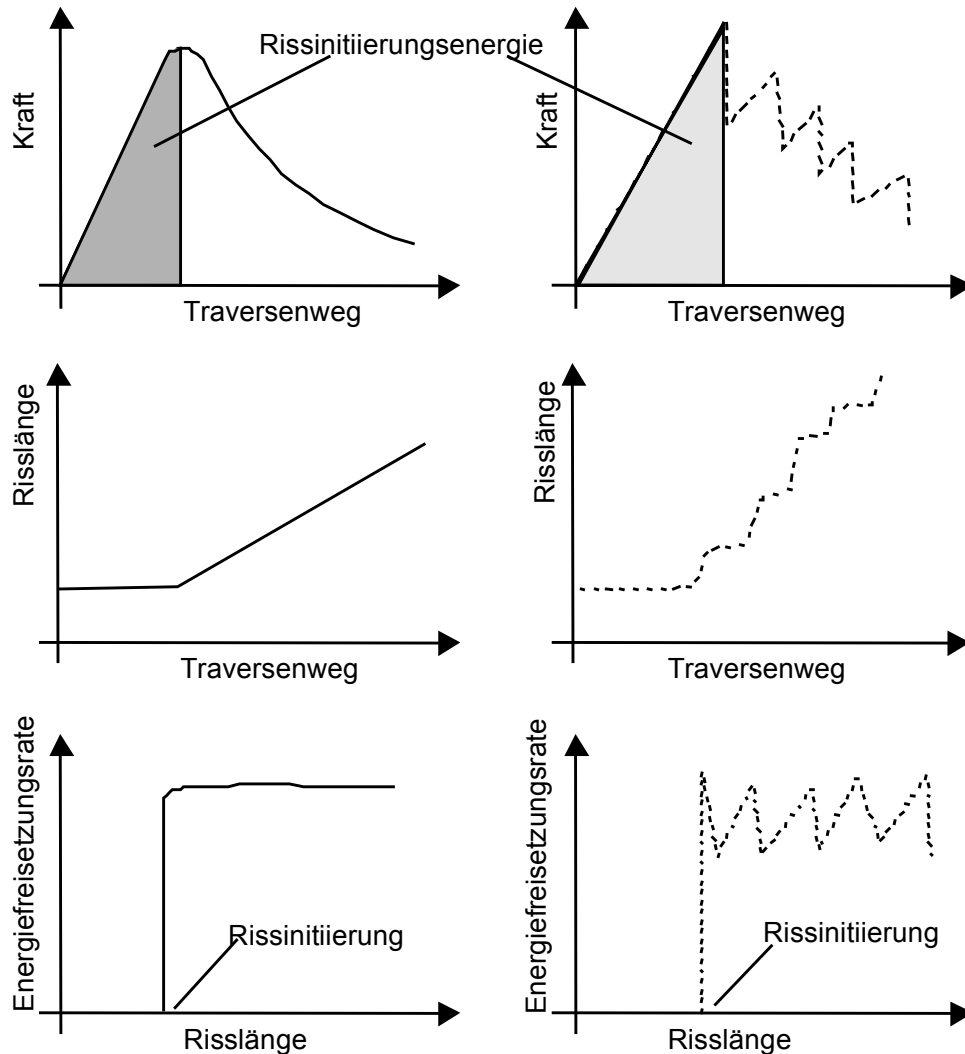


Bild 4.8: Diagramme für stabiles und instabiles Versagensverhalten

Beim stabilen Rissfortschritt ist ein stetiger Verlauf der Kurve erkennbar. Beim instabilen Rissfortschritt zeigt sich häufig ein abrupter Abfall, gefolgt von einem Kraftanstieg. Zusätzlich zu dieser rein qualitativen Aussage liefern die Aufzeichnungen die Maximalkraft bei Rissinitiation.

Über die theoretisch ermittelte Risslänge erhält man das Risslängen-Traversenweg-Diagramm. Beim instabilen Rissverhalten sind die Bereiche des sehr schnellen

Risslängenwachstums erkennbar. In diesem Fall ist es möglich, die maximale (instabiler Bereich) und die mittlere Rissausbreitungsgeschwindigkeit zu bestimmen. Im stabilen Fall unterscheiden sich diese beiden Geschwindigkeiten nicht.

Der ermittelte Kennwert für die Rissausbreitungsgeschwindigkeit kann mit dynamisch ermittelten Werten verglichen werden. Dies gilt jedoch nur für identische Proben, da der ermittelte Wert von der Geometrie der DCB-Probe (Anfangsrislänge, Breite, etc.) abhängt.

Mit Hilfe der theoretischen Risslänge sind auch die Werte für die Energiefreisetzungsrates für jeden Zeitpunkt des Versuchsablaufes berechenbar.

Als Ergebnis erhält man die Werte der Energiefreisetzungsrates über der Risslänge. Deutlich erkennbar sind die Schwankungen der Freisetzungsrates im instabilen Fall. Die Abfälle bedeuten, dass für bestimmte Momente im Versuchsablauf wesentlich weniger als die zur Verfügung stehende Energie benötigt wird, um den Riss wachsen zu lassen. Dies führt zu einer sehr schnellen Ausbreitung des Risses, denn je größer dieser Energieverlust ist, desto schneller und weiter breitet sich der Riss aus. Zur Bestimmung der Energieabfälle werden die Ableitungen der Energiefreisetzungsrates gebildet.

Die durch die Kurve eingeschlossene Fläche im Diagramm ist ein Maß für die Crashtaughlichkeit der Klebeverbindung. Je größer und schneller sich der Riss ausbreitet, desto untauglicher ist der Klebstoff. Der Kennwert wird aus der Ermittlung der Energiefreisetzungsrates abgeleitet und ist somit unabhängig von Probengeometrie und Prüfbedingungen und auf die vorgestellte Anwendung (Doppelhutprofil) übertragbar.

Beim Übergang auf dynamische Versuche müssen die Versuchsbedingungen denen der statischen Prüfung angepasst sein um einen Vergleich der Ergebnisse zu erlauben. D.h. bei der dynamischen Prüfung sollte möglichst die gleiche DCB-Proben-Geometrie verwendet werden, um die dort gewonnenen Auswertungsmethoden anzuwenden und die Ergebnisse vergleichen zu können. Zudem sollte mindestens eine Prüfgeschwindigkeit von 4 m/s (entspricht einer Geschwindigkeit von ca. 15 km/h) erreicht werden, um die Crashsituation eines Automobils zu simulieren.

Als Prüfmaschine für die dynamischen Tests wurde ein Fallturm ausgewählt. Dazu musste eine spezielle Prüfvorrichtung konstruiert werden, die die Verwendung von DCB-Proben, vergleichbar dem statischen Versuch, und eine Einspannung der Anordnung im Unterraum des Fallturmes ermöglichte. Ein "Auseinanderziehen" der Probe beim Aufprall des Fallbolzens musste realisiert werden. Um dem Fallbolzen

der Prüfmaschine eine Angriffsfläche zu bieten, wurde an der Probe eine Lasche vorgesehen (Bild 4.9).

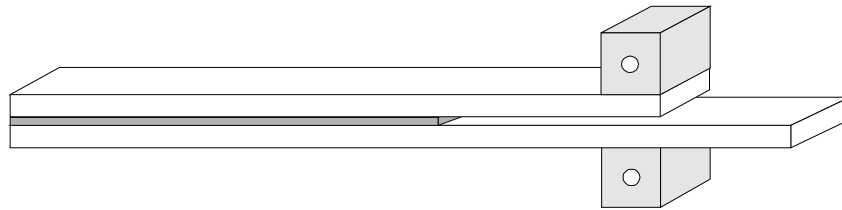


Bild 4.9: DCB-Probe für Fallturmprüfung

Um trotz dieser unsymmetrischen Anordnung eine symmetrische Deformation zu gewährleisten wurde eine spezielle Prüfvorrichtung genutzt, die entstehende Drehmomente abstützt und stabile Versuchsbedingungen schafft.

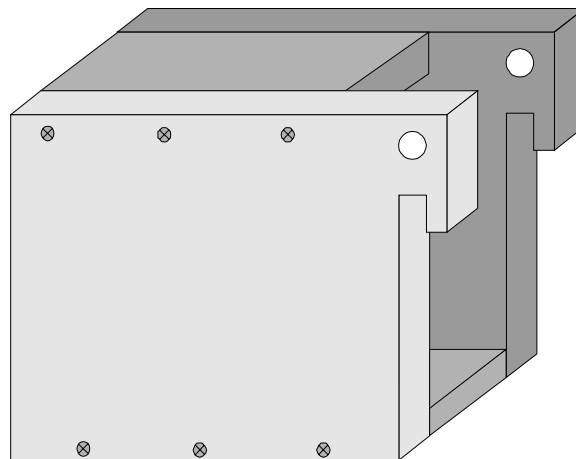


Bild 4.10: Prüfvorrichtung für dynamische Versuche

Das Kräftegleichgewicht der eingespannten Probe zeigt, dass die Anordnung mit der quasistatischen Prüfung vergleichbar ist. Die Übertragung auf die dynamische Versuchsdurchführung ist somit möglich. Die Berechnungen können nach den gleichen Formeln erfolgen. Die Führung des unteren, zweiten Bolzens war notwendig, um die Probe, die durch ihr Eigengewicht belastet wird, im eingespannten Zustand im Gleichgewicht zu halten. Für den Versuchsablauf war dies aber bedeutungslos.

Zur Bestimmung der Rissausbreitungsgeschwindigkeit und der Energiefreisetzungsrate wurden auf der Probe mit Hilfe von Leitsilber zwei Markierungen aufgebracht und die Kontakte mit einer Schaltung und dem zweiten Kanal der Computerschnittstelle verbunden. Wurde die Markierung durch die Rissverlängerung zerstört, so wurde der Stromkreis unterbrochen, was zu einem Spannungsabfall führte.

Auf eine größere Anzahl von Markierungen wurde verzichtet, da zunächst nur die Funktionsweise nachgewiesen werden sollte. Als Abstand der Markierungen wurden 50 mm gewählt. Aufgrund dieser Distanz kann davon ausgegangen werden, dass die Probe richtig charakterisiert wird, d.h. nicht nur eine Momentaufnahme im Rissverhalten dargestellt wird. Die Markierungen wurden bewusst in der Nähe des Anfangsrisses angebracht, um den Einfluss der abfallenden Prüfgeschwindigkeit (Fallgewicht wurde durch die Probe gebremst) zu verringern. Diese Methode machte es möglich, die Zeitpunkte und die dazugehörigen Kräfte und Risslängen zu bestimmen und die Ergebnisse später auszuwerten.

Die Rissausbreitungsgeschwindigkeit $da/d\delta$ wurde mit Hilfe der Rissverlängerung zwischen den Markierungen ermittelt. Dabei ist da der Abstand zwischen diesen Markierungen. Über die Zeit, die der Riss für die Durchschreitung der Markierungen benötigte, wurde mit Kenntnis der Prüfgeschwindigkeit die Traversenwegänderung $d\delta$ ermittelt.

4.6 Prüfergebnisse

4.6.1 Allgemeines

Die Versuche zur Entwicklung der Prüfmethode zur Beurteilung der Crashtaughlichkeit einer Klebung wurden mit dem in Kapitel 2 beschriebenen SMC-R/C (HPC 1300 von Menzolit-Fibron) als Fügepartner durchgeführt. Bei den anderen SMC-Materialien wanderte der Anfangsriss häufig verfrüht zunächst in die Grenzschicht Klebstoff/SMC und dann entlang von Glasfaserbündeln direkt in das SMC-Material. Dieser Vorgang, der auch beim unidirektional verstärkten SMC gelegentlich zu beobachten war, belegt wiederum die Reproduzierbarkeit der Prüfmethode. Die Versuchsdaten zeigen nämlich eine sehr gute Übereinstimmung, wenn der Riss in das SMC wandert, unabhängig vom verwendeten Klebstoff. Gründe für die geringere Rissanfälligkeit des SMC-R/C liegen zunächst darin, dass die gerichteten Endlosfasern keinen Ansatzpunkt für die Risseinleitung an der Oberfläche bieten.

Da die Entwicklung einer Prüfmethode direkt auf den Erfahrungen aus Crashversuchen mit den beschriebenen Crashproben basierte (Kapitel 4), wurden die Klebstoffe, die sich als „crashtaughlich“ erwiesen hatten, direkt in die Untersuchungen einbezogen. Darüber hinaus wurden weitere Klebstoffe ausgewählt, deren Eigenschaften unter Crashbelastung nicht bekannt waren. Zur Verdeutlichung der Abgrenzung im Eigenschaftsprofil wurden auch PUR-Klebstoffe in die experimentellen Untersuchungen einbezogen. Wie schon erwähnt sind allerdings die theoretischen Betrachtungen nicht auf diese Werkstoffe übertragbar.

Bei manchen Klebstoffen war die Einschätzung der Crashtaughlichkeit durch Crashversuche bereits bekannt, was die Bewertung der Versuchsergebnisse erleichterte.

Daten der Klebstoffe bezüglich deren Hersteller und Eigenschaften gibt die nachfolgende Übersicht wieder.

Tabelle 4.1: Klebstoffe zur Prüfung auf Crashtaughlichkeit

Klebstoff	Probenbez.	Mat.
Lord Fusor 320/322	A	EP
Gurrit-Essex7014/7064	B	PUR
Gurrit-Essex Betaseal 1400	C	PUR
Lange und Ritter5 Min. Epoxi-Rapid	D	EP
3M Scotch-Weld 9323 B/A	E	EP
Delo Duopox 1895	F	EP

Zur Herstellung der Proben wurden große Platten aus dem SMC-Material miteinander verklebt. Die Oberflächen wurden entsprechend den Herstellerangaben vorbehandelt. Erst nach dem Aushärten der Klebstoffe wurden daraus die endgültigen Proben entnommen. Detaillierte Angaben zur Klebevorbereitung finden sich in den Herstellerunterlagen zu den Klebstoffen. Als Anfangsriss wurde ein in der Dicke der Klebstoffuge (je nach Herstellerempfehlung 0,1-1 mm) entsprechendes Blech mit der Länge des gewünschten Anfangsrisses verwendet. Das Ende zum Riss hin wurde beidseitig spitz zugeschliffen, um in der Mitte der Klebung eine scharfe Kerbe zu erzeugen.

Nach der Klebstoffaushärtung wurden die Probekörper mit einer Präzisions-Diamantkreissäge zugesägt und Alublöcke aufgeklebt, um die Proben momentenfrei in die Zugmaschine einspannen zu können. Hierzu wurde der Zweikomponentenklebstoff Technicoll 8266/8267 verwendet. Die Proben hatten eine Länge von 230 mm und eine Breite von 20 mm. Der Abstand vom Probenanfang bis zum Beginn der Klebstoffschicht betrug 50 mm.

Auf der Probe wurde ein Maßstab aufgebracht, um den Rissfortschritt während des Versuchsablaufes zu beobachten und gleichzeitig die dazugehörigen Punkte im Kraft-Traversenweg-Diagramm kennzeichnen zu können. Die Durchführung der Versuche erfolgte auf einer Standardprüfmaschine Zwick 1484 mit einer Traversengeschwindigkeit von 1 mm/min. Zur Kraftmessung diente eine 5kN-Kraftmessdose. Die Versuchsdaten wurden im Kraft-Traversenweg-Diagramm aufgezeichnet.

Die dynamischen Versuche wurden auf einem CEAST Fractovis 6789 Fallturm durchgeführt. Die Fallhöhe des Bolzens betrug 0,818 m und führte zu einer Prüfgeschwindigkeit von 4 m/s. Die Masse des Aluminiumfallbolzen lag bei 0,25 kg und hatte somit beim Aufprall eine Energie von 2 J. Zur Ermittlung des Rissfortschritts

wurde der beschriebene Stromkreis mit Schaltung und Leitsilber auf die Probe aufgebracht. Außer dem Kraft-Zeit-Verlauf wurde auch die an der Schaltung anliegende Spannung während des Versuchs aufgezeichnet.

4.6.2 Quasistatische Prüfung

Im Folgenden sind die ermittelten Kraft-Traversenweg-Diagramme dargestellt. Je Klebstoff wurden mindestens drei Proben geprüft. Anhand der Versuchsaufzeichnungen konnten erste qualitative Aussagen über die Rissausbreitung, die Maximalkräfte und den Beginn des Rissfortschritts verschiedener Klebstoffsysteme gemacht werden. Zur Beurteilung der Verläufe mussten zusätzlich noch Aussagen über die Art der Rissausbreitung bzw. des Bruchverhaltens der Klebeverbindung gemacht werden. Die experimentellen Ergebnisse werden von allen Klebstoffen diskutiert. Bei der bruchmechanischen Betrachtung werden wegen des zähelastischen Materialverhaltens die Klebstoffe B und C ausgeklammert.

Die zerstörten Proben des Klebstoffs A zeigten, dass ein gemischter Adhäsions- und Kohäsionsbruch vorliegt. Der Bruch erfolgte teilweise im Grenzschichtbereich, aber auch teilweise innerhalb der Klebstoffschicht. Dies lässt sich anhand der schnellen, kurzen Schwankungen des Kraftverlaufes erkennen, was auf eine unterschiedliche Rissausbreitung zurückzuführen ist. Große Kraftabfälle entstehen jedoch nicht.

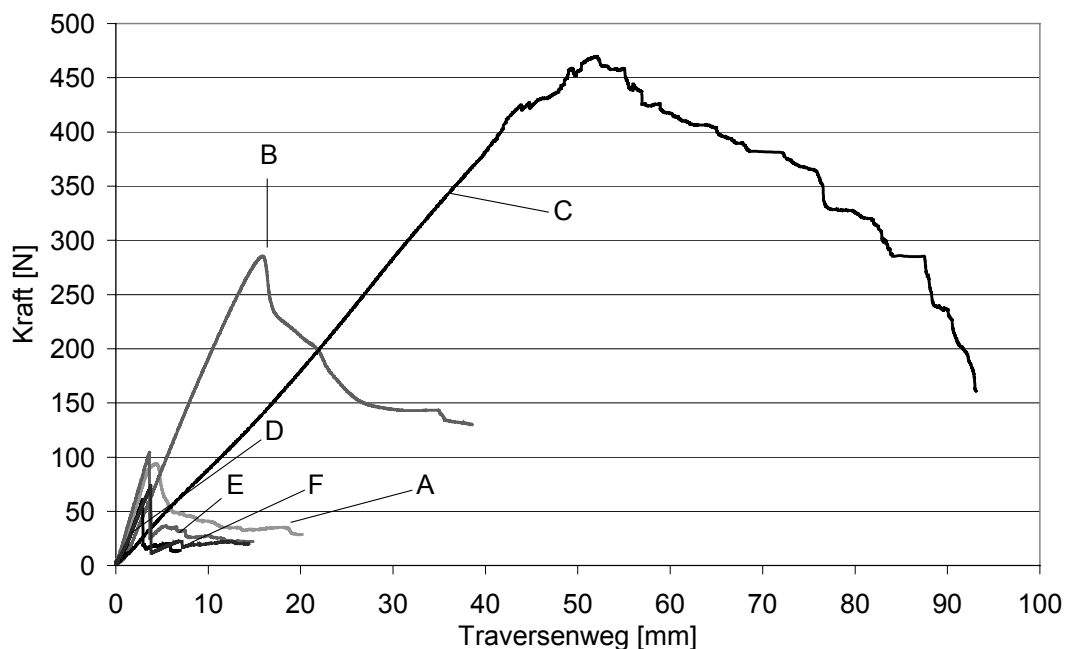


Bild 4.11: Kraftkennlinien der Klebesysteme

Bei den mit Klebstoff B gefertigten Proben war ausschließlich Adhäsionsversagen zu erkennen. Der Riss verlief zwischen Klebstoff und Fügeiloberfläche. Die Kohäsionskräfte des Klebstoffes waren hier größer als die Adhäsionskräfte der Verbindung. Der Kraftverlauf ist stetig; Schwankungen und schnelle Kraftabfälle sind nicht vorhanden. Bemerkenswert war das hohe Kraftniveau mit einer Maximalkraft von etwa 300 N.

Bei den mit Klebstoff C geklebten Proben schritt der Riss innerhalb der Klebschicht fort. Es handelte sich also um reines Kohäsionsbruchverhalten. Während des Versuchs wurde eine sehr große plastische Verformung in der Risspitze und ihrer Umgebung beobachtet. Das Risswachstum entstand durch Auseinanderziehen des gummiartigen Klebstoffes, der schließlich Fäden zog, die dann einzeln rissen. Jeder Fadenriss führte zu einem kurzzeitigen Kraftabfall und damit zu Schwankungen des Kraftverlaufes. Dieses komplexe Verhalten wird durch bruchmechanische Betrachtungen nicht beschrieben. Mit Maximalkräften über 550 N wurde ein sehr hohes Kraftniveau erreicht.

Bei der Probenkonfiguration mit Klebstoff D wurde dieser vollständig vom Fügeil getrennt (Adhäsionsbruch). Die starken Schwankungen des Kraftverlaufes lassen auf ein instabiles Risswachstum bzw. auf ein gelegentlich sehr schnelles Ausbreiten des Risses schließen. Mit einer Maximalkraft von nur ca. 70 N befindet sich diese Klebeverbindung auf dem untersten Versagenslastniveau.

Beim Klebstoff E war an den zerstörten Proben reines Adhäsionsbruchverhalten feststellbar. In den Kraft-Weg-Diagrammen sind starke Kraftabfälle erkennbar, was auf ein schnelles Risswachstum schließen lässt. Die Kraft zur Rissinitiierung lag bei 105 N.

Bei der Prüfkonfiguration mit Klebstoff F wurde das gleiche Verhalten wie mit den Klebstoffen D und E festgestellt. Ein Fügeil wurde komplett vom Klebstoff getrennt.

Anhand der Maximalkraft, d.h. der Kraft, die benötigt wird, um einen Riss in der Klebefuge zu initiieren, und der Rissinitiierungsenergie lässt sich ein erster Vergleich der Klebesysteme durchführen. Das unterschiedliche Versagensverhalten der Klebesysteme während der Rissausbreitung ist in den folgenden Diagrammen durch die jeweilige Graustufe gekennzeichnet.

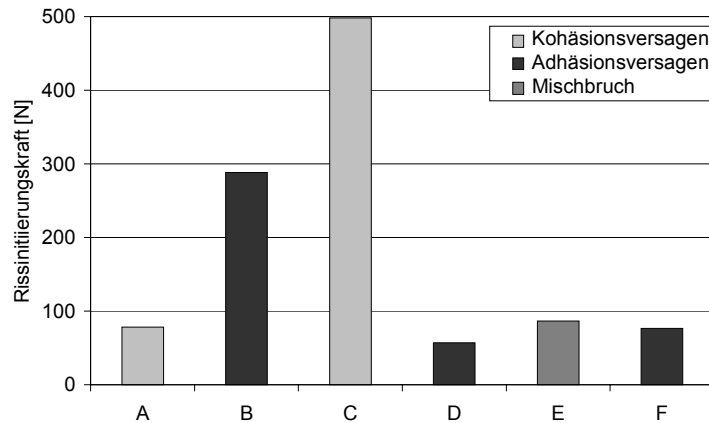


Bild 4.12: Rissinitiierungskräfte der Klebesysteme

Mit 500 N zeigte Klebstoff C die höchste Rissinitiierungskraft. A, E und F weisen mit einer Maximalkraft knapp unter 100 N vergleichbare Eigenschaften auf.

Die Maximalkraft bei Rissinitiierung kann nicht als erforderliche Kraft zur Erweiterung eines vorhandenen natürlichen Risses gesehen werden. Beim Anfangsriss handelte es sich vielmehr um eine künstlich eingebrachte Kerbe. Diese war allerdings bei allen Proben identisch, so dass die Vergleichbarkeit der ermittelten Kennwerte gegeben ist. Die Rissinitiierungskraft bezieht sich also immer auf den Rissansatz im Klebstoff. Eine Ableitung des weiteren Risswachstums ist basierend auf der Maximalkraft nicht möglich.

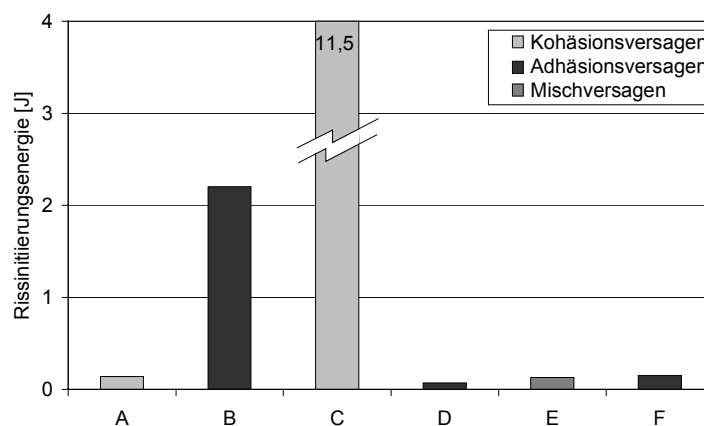


Bild 4.13: Rissinitiierungsenergien der Klebesysteme

Gemäß der Herleitung in Kapitel 4.5 wurde die theoretische Risslänge für die Klebstoffe A, D, E und F ermittelt. Die Diagramme erlauben sehr gut eine Beurteilung, ob instabiles, sehr schnelles oder stabiles, kontrolliertes Risswachstum vorliegt. Bei stabilem Risswachstum erfolgt die Rissverlängerung kontinuierlich, bei instabilem Ver-

halten ist ein schneller Anstieg zu erkennen. Im Folgenden ist die Risslänge in Abhängigkeit vom Traversenweg dargestellt.

Der Vergleich dieser Diagramme und der Kraft-Weg-Kurven zeigt die Abhängigkeit zwischen Kraftabfall und Rissausbreitungsgeschwindigkeit. Je größer der Kraftabfall, desto schneller erfolgt die Rissausbreitung. Die schlagartige Rissverlängerung bedeutet dabei instabiles Rissverhalten. Aus der Bestimmung der theoretischen Risslänge können die mittlere und die maximale Rissausbreitungsgeschwindigkeit abgeleitet werden.

Bild 4.14 gibt einen Überblick über das unterschiedliche Rissverhalten beim Einsatz der verschiedenen Klebstoffe. Das anschließende Bild zeigt die mittleren, linearisierten Rissverläufe. Anhand deren Steigung wurde die mittlere Rissfortschrittsgeschwindigkeit ermittelt. In den Diagrammen ist auch der Traversenweg (δ) ersichtlich, bei dem der Riss initiiert wurde.

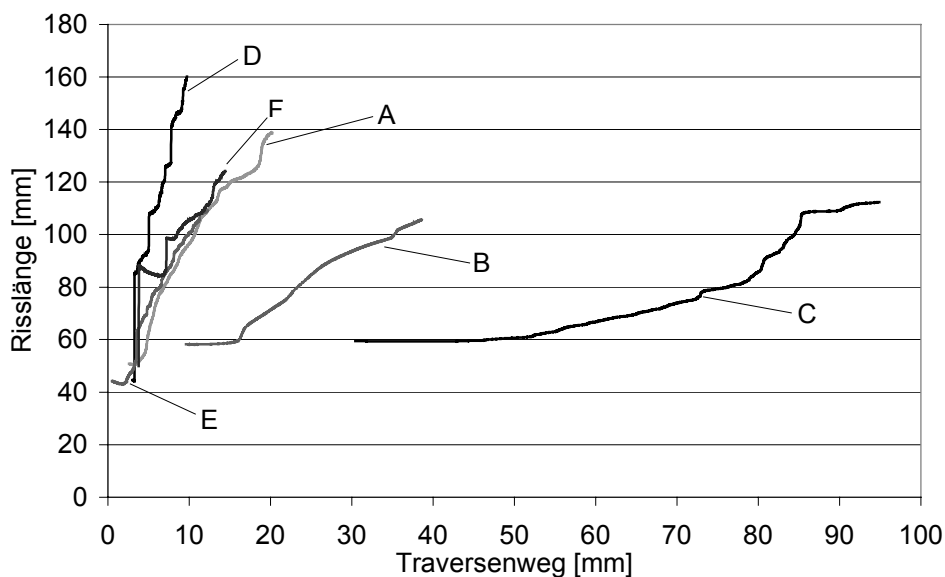


Bild 4.14: Theoretische Risslänge der Klebesysteme

Beim Vergleich der Klebstoffsysteme A, E und F ist zu erkennen, dass diese ähnliche mittlere Rissausbreitungsgeschwindigkeiten besaßen. Das Maximum der Rissausbreitungsgeschwindigkeit lag jeweils direkt im Anschluss an die Rissinitiierung vor. Bei instabilem Risswachstum waren die Geschwindigkeiten sehr hoch (Klebstoff D, E, F). Auch bei anschließendem stabilem Rissfortschritt begannen die Risse mit etwas höheren Geschwindigkeiten zu wachsen und pendelten sich dann auf den mittleren Wert ein.

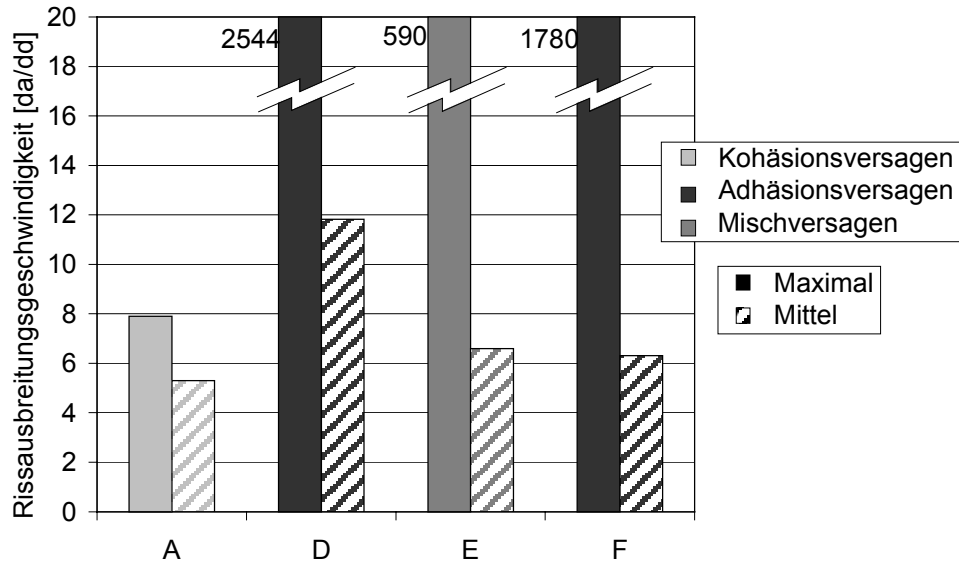


Bild 4.15: Maximale und mittlere Rissausbreitungsgeschwindigkeit der Klebesysteme

Aus den ermittelten Daten wurde die Energiefreisetzungsrate im Versuchsablauf bestimmt. Die im Diagramm dargestellten Punkte zeigen die Energiefreisetzungsraten in Bezug zu den Markierungen auf den Proben. Sie wurden konventionell ermittelt. Sie verdeutlichen die Übereinstimmung mit der theoretischen Ermittlung der Werte für G.

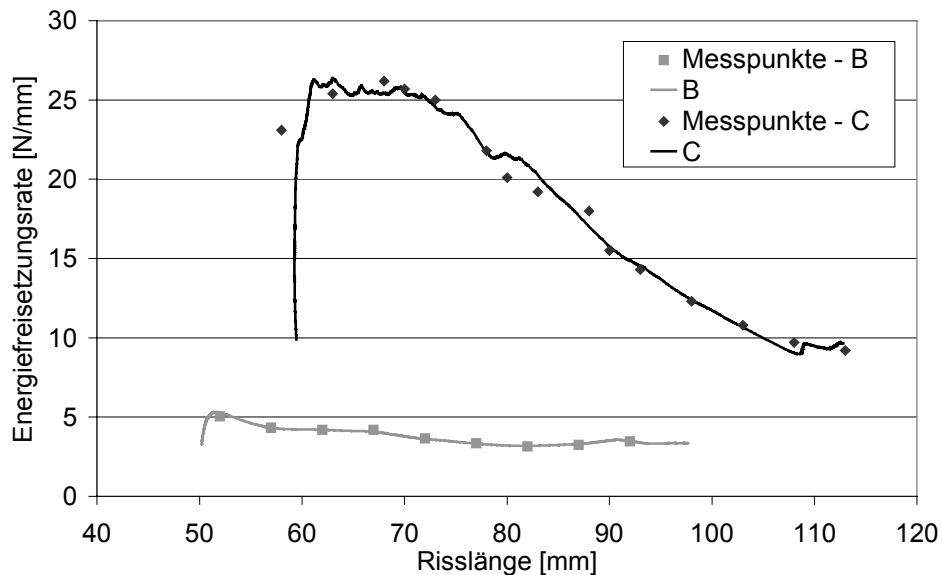


Bild 4.16: Energiefreisetzungsrate der Klebesysteme A und E

Die gute Übereinstimmung der theoretisch ermittelten Kurve mit den punktuell bestimmten Werten bestätigte die entwickelte theoretische Methode zur Ermittlung der Energiefreisetzungsrates. Abweichungen waren auf die schwierige Risslängenbeobachtung bei schnellem Risswachstum und die Ungenauigkeit der Risslängenbestimmung zurückzuführen. Besonders bei Klebstoff F war die exakte optische Rissbestimmung fast unmöglich, da sich der Riss oftmals über mehrere Markierungen ausbreitete.

Im folgenden Diagramm sind die Mittelwerte der berechneten Energiefreisetzungsrates dargestellt.

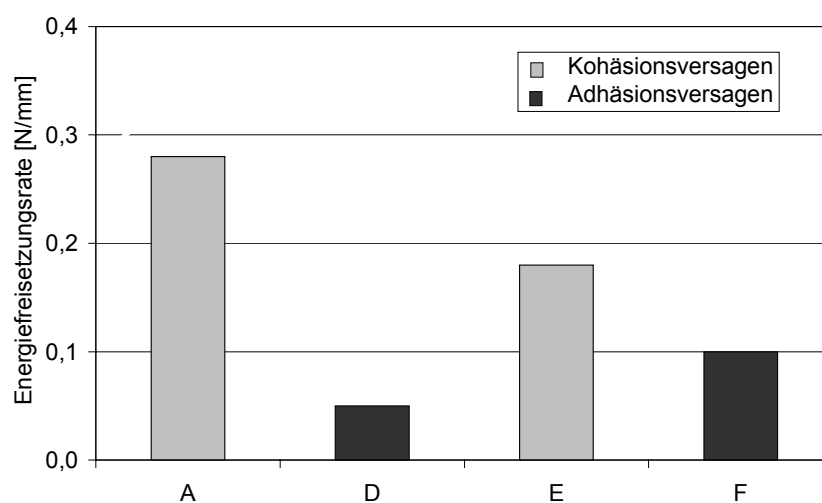


Bild 4.17: Mittelwerte der Energiefreisetzungsrates der Klebesysteme

Unter der Energiefreisetzungsrates versteht man diejenige Energie, die notwendig ist, um einen Riss um ein bestimmtes dA zu vergrößern. Je mehr Energie aufgewendet werden muss, desto besser ist das Klebstoffsystem für Crasheinsätze geeignet. Als Klebstoffe mit hoher Energiefreisetzungsrates zeichneten sich A und E aus.

Die Ergebnisse zeigen, dass bei Rissinitiation generell ein großer Energieabfall erfolgte. Die Energie, die benötigt wurde, um einen Riss zu initiieren war größer als die Rissverlängerungsenergie. Dies begründet sich darin, dass es sich beim „Anfangs-riss“ nicht um einen natürlich eingebrachten Riss handelte. Die Energieverluste wurden wie beschrieben ermittelt.

Die angewandte Auswertungsmethode macht Unterschiede in der Art der Rissausbreitung besonders deutlich, da die Rissausbreitungsgeschwindigkeit und der Energieabfall berücksichtigt werden. Der Energieverlust bei Klebstoff D, E und F betrug bei Rissinitiation bis zu 90 %, bei Klebstoff A dagegen nur zwischen 5 und 7 %. Zudem konnte eine schlagartige Rissverlängerung (instabiles Verhalten) von bis zu

50 mm bei D, E und F festgestellt werden. Darin begründete sich der große Unterschied zwischen den Klebstoffen.

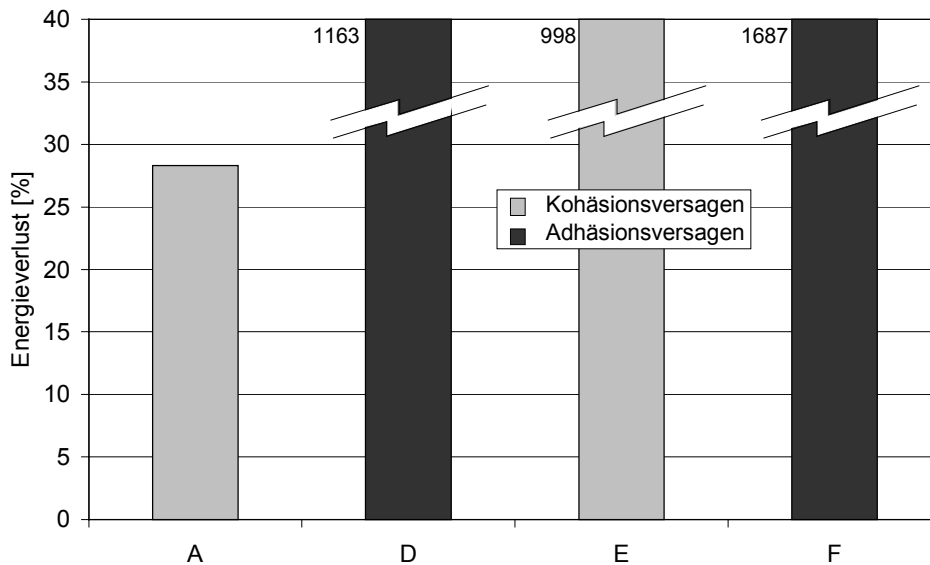


Bild 4.18: Energieverluste der Klebesysteme

4.6.3 Dynamische Prüfung

Die dynamische Prüfung liefert zunächst Kraft-Zeit-Beziehungen. Diese sind in den folgenden Diagrammen zusammen mit dem Verlauf der an die Probe angelegten elektrischen Spannung dargestellt. Die Klebstoffe B und C sind wiederum von der bruchmechanischen Betrachtung ausgeklammert.

Bei den A-Proben lag teilweise reines Kohäsionsbruchversagen bzw. Versagen in der ersten Laminatschicht vor. Beim Versagen innerhalb der Klebefuge erfolgte die Rissausbreitung mit einer wesentlich höheren Geschwindigkeit als bei der Probe mit Laminatrissausbreitung. Die maximale Kraft bei Rissinitiierung lag zwischen 300 und 350 N.

Die B-Proben versagten alle in der ersten Laminatschicht des faserverstärkten Kunststoffes. Die innere Festigkeit des Klebstoffes war in allen Fällen größer als die interlaminare Festigkeit. Der ermittelte Wert für die Rissausbreitungsgeschwindigkeit bezieht sich also auf Rissfortschritt innerhalb des Laminats. Die Maximalkräfte liegen zwischen 270 und 325 N.

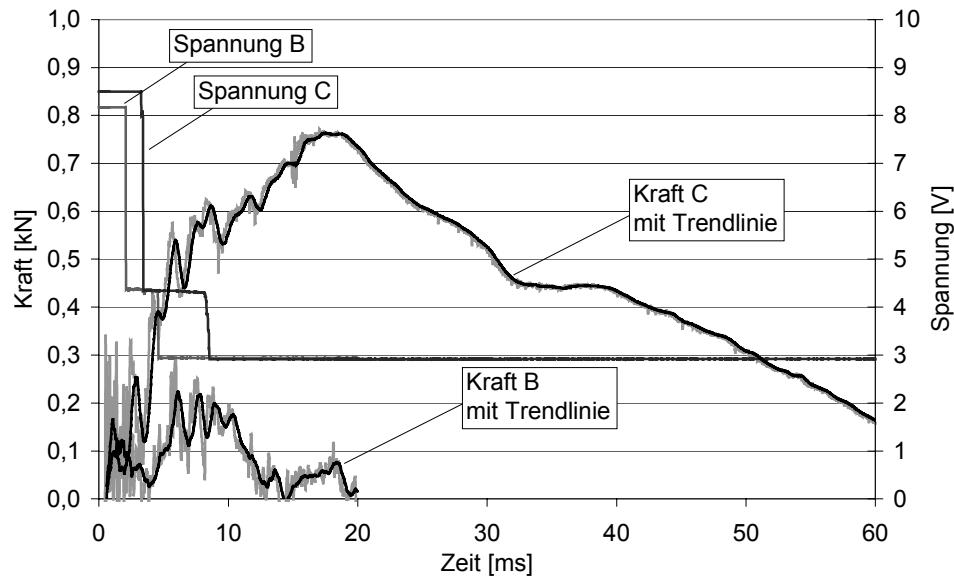


Bild 4.19: Kraft-Spannung-Zeit-Kennlinie der Klebesysteme beim dynamischen Versuch

Bei Klebstoff C wurde nur bei Probe C1 das gewünschte Versagensverhalten festgestellt. Bei C2 wurde die Probe aufgrund der hohen Biegespannungen zerstört, bevor sich der Riss wesentlich ausbreiten konnte. Da die stromführenden Bahnen nicht durch Risse, sondern durch die starke Verformung des Klebstoffes unterbrochen wurden (Spannungsabfall während des Kraftanstiegs), wurden zur Bestimmung der Rissausbreitung nicht die aufgetragenen Markierungen, sondern die gesamte Rissverlängerung angesetzt. Die Maximalkraft bei Rissinitiierung lag bei etwa 750 N.

Die Proben mit dem Klebstoff D wurden schlagartig zerstört, wobei stets ein Adhäsionsbruch vorlag. Weitere Kennzeichen sind das niedrige Kraftniveau von ca. 25 N und eine sehr hohe Rissausbreitungsgeschwindigkeit mit Werten zwischen 2000 und 2500. Da die Spannungsmessung wegen der sehr hohen Ausbreitungsgeschwindigkeit versagte, wurden zur Bestimmung der Rissausbreitung nicht die aufgetragenen Markierungen, sondern die gesamte Klebefugenlänge angesetzt.

Bei Klebesystem E lag sowohl eine Rissausbreitung innerhalb der Laminatschicht als auch zwischen Klebstoff und Füge teil vor. In beiden Fällen wurde eine große Rissausbreitungsgeschwindigkeit erreicht. Eine Abhängigkeit der Maximalkraft von der Rissausbreitungsart war nicht zu definieren.

Die Proben des Klebstoffsystems F wurden ausschließlich interlaminar zerstört. Die Klebefuge blieb also - wie schon bei Klebstoff B - unversehrt. Auch hier sind die Eigenschaften des Faserverbundkunststoffs ausschlaggebend für das Ergebnis. Die folgende Diskussion zeigt auch die gute Übereinstimmung der Ergebnisse der Kleb-

stoffe F und B. Die Maximalkraft lag knapp unter 350 N. Die Rissausbreitungsgeschwindigkeit besitzt mit etwa 1,9 einen sehr niedrigen Wert.

Die folgenden Diagramme fassen die Versuchsergebnisse zusammen.

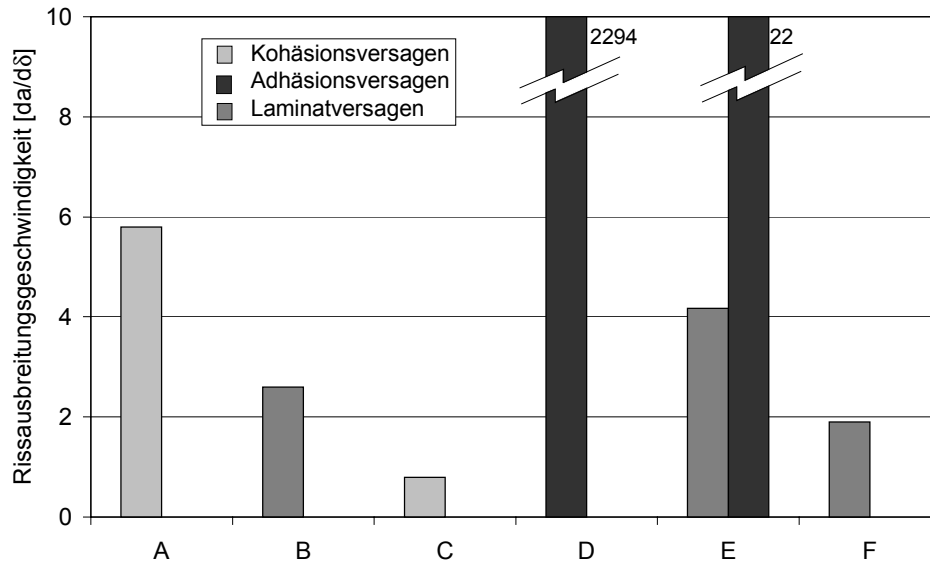


Bild 4.20: Rissausbreitungsgeschwindigkeit der Klebesysteme beim dynamischen Versuch

Als Klebstoff mit der geringsten Rissausbreitungsgeschwindigkeit zeichnete sich wieder System C aus, die höchste Rissausbreitungsgeschwindigkeit besaß System D. Bei Klebstoff E wurde zum besseren Verständnis der Ergebnisse zwischen den zwei Versagensarten unterschieden. Eindeutig erkennbar ist, dass die Rissausbreitungsgeschwindigkeit stark von der Art der Rissausbreitung abhängig ist. Wiederum wird deutlich, dass nicht nur der Klebstoff, sondern die gesamte Fügung (also auch die Fügepartner) berücksichtigt werden muss.

Bild 4.21 verdeutlicht, dass die Maximalkraft nicht nur vom Bruchverhalten abhing, obwohl der Riss grundsätzlich innerhalb des Klebstoffes an der eingebrachten Kerbe zu wachsen begann. Der weitere Rissverlauf war zunächst nicht ausschlaggebend. Beste Eigenschaften wurden wieder von Klebstoff C erreicht. Bis auf Klebstoff D lagen die weiteren Klebstoffe auf ähnlichem, aber niedrigerem Niveau.

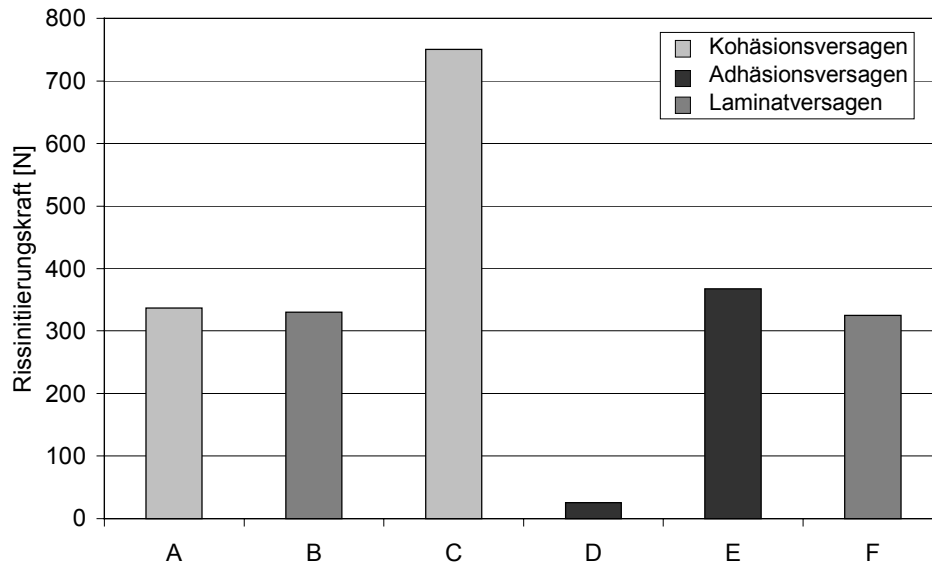


Bild 4.21: Maximalkräfte der Klebesysteme beim dynamischen Versuch

Die Bestimmung der Energiefreisetzungsrates aus dem dynamischen Versuch erwies sich als problematisch. Gründe dafür lagen in den großen Schwankungen der Kraft-Zeitkurven, wie aus den Diagrammen ersichtlich. Dies lag zum einen an der dynamischen Belastung, die immer zu Schwingungen führt, zum anderen an dem Versagensverhalten der Klebstoffsysteme. Daher waren bei der Energiefreisetzungsrates große Schwankungen zu erwarten. Die kontinuierliche Bestimmung wie im quasistatischen Versuch war nicht möglich. Folgendes Bild fasst die ermittelten G-Werte der Klebstoffe A, D, E und F zusammen. Dazu wurden je Versuch zwei G-Werte bestimmt und jeweils der Mittelwert dargestellt. Wie bereits erwähnt, wurden die Klebstoffe B und C wegen ihres zähelastischen Materialverhaltens aus den bruchmechanischen Betrachtungen ausgeklammert.

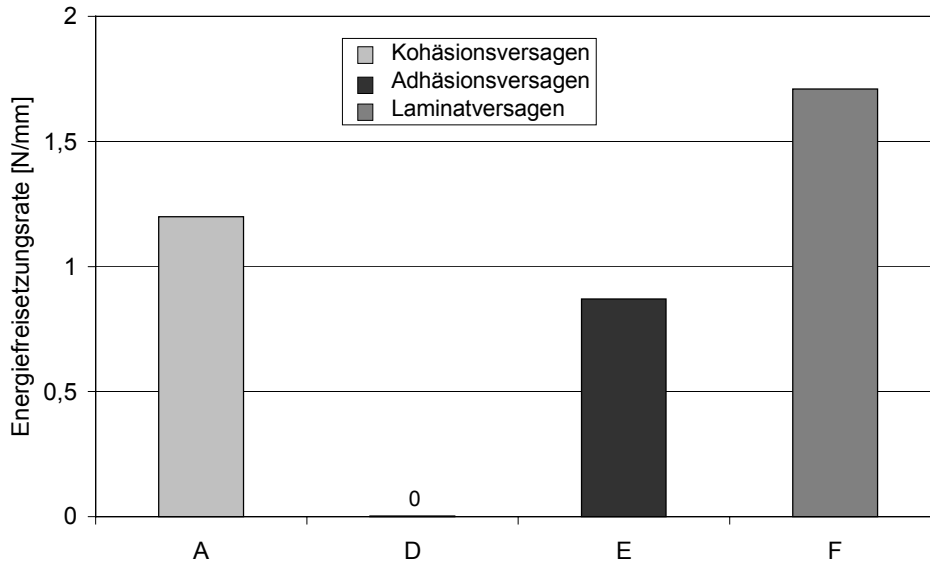


Bild 4.22: Energiefreisetzungsrates der Klebesysteme beim dynamischen Versuch

4.7 Diskussion der Prüfergebnisse

Bei der Prüfung von Klebeverbindungen mit Faserverbundkunststoffen als Fügeteilmaterial treten aufgrund der ähnlichen Eigenschaften von Kunststoff und Klebstoff größere Schwierigkeiten auf als bei einer Prüfung von Metallverbindungen. Das Versagen bleibt nicht auf den Klebstoff bzw. die Grenzfläche beschränkt. Es kann auch ein Versagen der Fügeteile beobachtet werden. Die ermittelten Ergebnisse beziehen sich somit auf die gesamte Klebeverbindung, da eine große Abhängigkeit zum Material der Fügeteile besteht und nicht nur der verwendete Klebstoff ausschlaggebend ist. Bei der Prüfung ist also auf identische Voraussetzungen (gleiche Oberflächenvorbehandlung, gleiches Fügeteilmaterial, usw.) zu achten.

Die statische Prüfung auf der Zugprüfmaschine lieferte sehr gute Aussagen bezüglich Maximalkraft, Rissinitiierungsenergie, Rissausbreitungsgeschwindigkeit und Energiefreisetzungsrates. Klebstoffe, die zu instabilem Risswachstum neigten, waren eindeutig zu identifizieren. Das Rissausbreitungsverhalten konnte über den gesamten Versuch beobachtet werden und Zeitpunkte, an denen instabiles Verhalten eintrat, waren erkennbar. Ebenso zeigte sich, dass die Einleitung eines künstlichen Risses ausschließlich Einfluss auf den ersten Messpunkt hat. Die für die Charakterisierung der Crashtaughlichkeit der Klebeverbindung wichtigen Kennwerte waren davon nicht beeinflusst.

Bei der dynamischen Prüfung auf einem Fallturm war der Einfluss des Fügeteilwerkstoffes sehr groß. Es war häufig ein Versagen in der Laminatschicht des Fügeteils zu erkennen. Besonders bei Klebeverbindungen, die im statischen Versuch sehr

gute Ergebnisse erzielt hatten, erfolgte der Bruch beim dynamischen Versuch innerhalb des Faserverbundkunststoffes. Erkennbar wurde, dass der Klebstoff bei dynamischer Belastung generell zu instabilerem Verhalten neigte. Quantitativ war diese Tatsache allerdings sehr schwer messbar, da die Kraftsignale von starken Schwingungen überlagert wurden. Dieses Problem ist bei Prüfungen mit sehr hoher Geschwindigkeit jedoch grundsätzlich vorhanden. Gleiches gilt bei den Werten der Energiefreisetzungsrates. Eine Filterung der Messdaten wurde nicht durchgeführt, weil dadurch auch Kraftspitzen und plötzliche Kraftabfälle bei instabilem Verhalten verloren gegangen wären.

Ein Vergleich der gewonnenen Ergebnisse aus statischem und dynamischem Versuch war äußerst schwierig, was vor allem am teilweise unterschiedlichen Bruchverhalten beider Versuchsvarianten lag. Klebstoffe, die im statischen Versuch als ungeeignet eingestuft wurden, zeigten diesen Nachteil allerdings auch bei dynamischer Belastung. Klebstoffe, die sich bei quasistatischer Prüfung als geeignet erwiesen hatten, zeigten bei dynamischer Prüfung allerdings durchaus Schwächen.

In der abschließenden Bewertung muss analog zur bruchmechanischen Betrachtung zwischen EP- und PUR-Klebstoffen unterschieden werden. Die Fügungen mit PUR-Klebstoffen zeigen sich in ihrer Versagenscharakteristik besser für die crashspezifischen Belastungen geeignet. Sie sind unempfindlicher gegen schlagartig auftretende Belastungen, aber wegen ihrer niedrigeren Kennwerte nicht geeignet für strukturelle Verklebungen. Dort ist der Einsatz der EP-Klebstoffe sinnvoll. Das Versagenverhalten der EP-Klebstoffe ist zwar noch optimierungsbedürftig, aber der Klebstoff Fusor 320/322 bzw. Fusor 380/382 zeigte sowohl in der neuen Prüfmethode als auch in den Crashversuchen, dass die geforderte Stabilität erreicht werden kann. Für weiterführende Untersuchungen wäre die Durchführung umfangreicher Messreihen auf der Basis der gewonnenen Erkenntnisse sinnvoll.

Bei der dynamischen Versuchsdurchführung wurde die Risslänge an zwei Punkten mit Hilfe von manuell aufgetragenen Kontakten bestimmt. Die Verwendung eines aufklebbaren Widerstandsstreifens zur Risslängenbestimmung bei der dynamischen Prüfung wäre eine Verbesserung, da das manuelle Aufbringen der Kontakte zu Ungenauigkeiten führt und nur wenige Messpunkte erlaubt. Untersuchungen zur Reduzierung der Schwingungen bei der dynamischen Versuchsdurchführung könnten die Erkenntnisse dieser Arbeit ebenfalls sinnvoll ergänzen.

Die Erkenntnisse aus diesen Untersuchungen zum Rissfortschritt in SMC-Klebstoffen sollten zukünftig auch in die Simulation des Crashverhaltens von solchen Strukturen einfließen. Im folgenden Kapitel zur Crashsimulation wird die Klebeverbindung nicht explizit modelliert. Durch die experimentellen Untersuchungen war die Stabilität abgesichert.

5 SMC-Materialmodell für die Crashsimulation

5.1 Anforderungen an das Materialmodell

Ziel der Entwicklung eines Materialmodells für SMC war es, das Verhalten dieses Werkstoffes so nachzubilden, dass Automobilstrukturen, die - respektive deren Komponenten - aus SMC bestehen, rechnerisch hinsichtlich ihres Crashverhaltens analysiert werden können. Weil die Automobilentwicklung heute nicht mehr ohne die Simulation von typischen bzw. Ersatzunfallszenarien (Offsetcrash gegen deformierbare Barriere) auskommt, ist nur so sicher, dass zukünftig crashbelastete Strukturen aus diesem Material hergestellt werden können.

Wegen der Ausrichtung der Modellentwicklung auf die serientaugliche Berechnung von großen Strukturen bzw. die Integration von SMC-Bauteilen in klassische Automobilstrukturen aus Stahl mussten bestimmte Bedingungen eingehalten werden. Ziel dieser Arbeit war es, das Material im numerischen Modell makroskopisch zu betrachten, damit die Theorie bzgl. ihres Rechenzeitbedarfes bei Simulationsrechnungen von großen Strukturen genutzt werden kann. Es sollte weder eine mikroskopische Modellierungstechnik - bei welcher der Werkstoff in seinen Komponenten dargestellt wird - noch eine Meso-Modellierung - etwas weniger detailliert als die Mikromodellierung - angewandt werden. Wie wissenschaftliche Untersuchungen zeigen, kann aber bei Detailproblemen nicht auf die Mikromodellierung verzichtet werden. Allerdings werden dort nur kleinste Proben- oder Bauteilbereiche durch sehr feine Vernetzung rechnerisch untersucht.

Da die kürzeste Elementkante die Rechenzeit der Simulation bestimmt, sollte sie bei der Berechnung von Gesamtfahrzeugen unter Crashbelastung einen kritischen Wert, der werkstoffabhängig ist, nicht unterschreiten. Folglich kommen für flächige SMC-Strukturen wie bei Stahlblechen nur Schalenelemente zur Darstellung des Materials in Frage. Durch diese Grenze wird allerdings die Modellierung der geometrischen Struktur ungenauer (insbesondere Radien).

Das in dieser Arbeit für SMC erstellte Materialmodell basiert auf dem im Rahmen des Forschungsprojektes CARMAT entwickelten und in [1] und [78] ausführlich beschriebenen MT54. Wie auch MT54 wurde es für die Simulation von axialen Crashbelastungen von rohrförmigen Strukturen entwickelt.

Im Rahmen der Entwicklung des Materialmodells wurden folgende Arbeiten durchgeführt:

- Ermittlung des Materialverhaltens von Standard-SMC (klassische Materialkennwerte, siehe Kapitel 2)

- Untersuchung des Materialverhaltens über den typischen Versagenspunkt hinaus hinsichtlich der Relevanz für axiale Druckbelastungen (Crash)
- Untersuchung des Crashverhaltens von SMC bei variierender Prüfgeschwindigkeit
- Implementierung des Materialverhaltens in LS-DYNA
- Darstellung des implementierten Materialverhaltens über Einzel-Element-Tests
- Berechnung von einfachen rohrförmigen Strukturen unter axialer Crashbelastung
- Vergleich der Berechnungsergebnisse mit den Resultaten aus den experimentellen Untersuchungen

Dabei orientierte sich das Materialmodell an den folgenden Randbedingungen ähnlich den Annahmen in [1]:

- Homogenisierung des Materials (verschmiertes Werkstoffkonzept), d.h. im Materialmodell wird nicht zwischen Fasern und Matrix unterschieden; es kommen nur SMC-Kennwerte zur Anwendung
- keine Ausprägung von Schichten bei Standard-SMC (homogener Aufbau über die Materialdicke) im Gegensatz zu Laminaten (MT54)
- Ermittlung der Werkstoffdaten in einfachen, möglichst definierten Versuchen
- Zuweisung der Materialdaten für jedes einzelne Element
- In den Elementen wird ein ebener Spannungszustand vorausgesetzt; Normalspannungen senkrecht zur Elementebene werden nicht erfasst
- Linearelastisches Verhalten des ungeschädigten SMC
- Auswahl eines geeigneten Versagenskriteriums
- Definition der Auswirkungen der Versagensart auf das anschließende Materialverhalten
- Berücksichtigung der Schädigungsausbreitung
- Definition des Schädigungszustandes durch Schadensparameter
- Für den Entlastungsvorgang gelten die ursprünglichen Elastizitätskennzahlen.

Weitere Randbedingungen für das Rechenmodell waren in Anlehnung an [1]:

- Explizites Finite-Elemente-Programm
- Vierknotiges Schalenelement nach Belytschko/Tsay mit einem Integrationspunkt und linearem Verschiebungsansatz

- Berechnung des kritischen Zeitschrittes für die Elemente aus den Elastizitätskenngrößen und den charakteristischen Elementabmessungen
- Jaumann Formulierung, d.h. Schubverformungen unbedeutend gegenüber Dehn- und Biegeverformungen
- Große Dehnungen, Verschiebungen und Drehungen sind zugelassen
- Explizite Zeitintegration der dynamischen Bewegungsgleichungen; die Auswertung der Materialmodelle erfolgt dabei für jedes Element und für jeden Zeitschritt
- Prüfung auf Kontakt bzw. Durchdringung mit geeigneten Kontaktalgorithmen
- Eliminierung zerstörter (ausgefallener) Elemente aus der Berechnung des kritischen Zeitschritts.

Wie bereits in Kapitel 3 erwähnt, ist die Verwendung von Volumenelementen zur Simulation von dünnwandigen Strukturen z.Zt. nicht sinnvoll. Wegen der kurzen Elementkanten in Materialdickenrichtung würde dies zu inakzeptablen Rechenzeiten führen. Daher wurde für die durchgeführten Simulationen das in LS-DYNA zur Verfügung stehende Schalenelement vom Typ Belytschko/Tsay genutzt. Dieses vierknotige Element wurde mit Ein-Punkt-Integration verwendet. Die daraus resultierenden energielosen Kinematiken konnten durch steifigkeitsbezogene Ansätze (hourglass control type 4) kontrolliert werden („hourglass-shapes“) [121].

Die Modellierung des Materialverhaltens basiert auf der Kontinuumsmechanik. Das Material wurde als homogen betrachtet. Basierend auf geringem Fließen während des Verpressens der Bauteile (geringe Faserorientierungen) konnte der Werkstoff als transversal isotrop betrachtet werden. Die Isotropie wurde durch die Ermittlung der Materialeigenschaften in verschiedenen Orientierungen bewiesen. Viele Forschungsarbeiten betreffen den Fließprozess von faserverstärkten Formmassen [35]. Wenn bei der Bauteilherstellung aufgrund von Geometrie und Prozessführung größere Fließwege auftreten, so muss dieses Verhalten genau simuliert werden. Die Daten - lokaler Fasergehalt und lokale Faserorientierung - müssten dann den Berechnungstools über entsprechende Schnittstellen zur Verfügung gestellt werden. Neben Standardprüfungen wurden Untersuchungen zur Bestimmung des dynamischen Versagens und des Nachversagensverhaltens durchgeführt. Wie schon erwähnt wurden in der Simulation die SMC-Typen mit regellos angeordneten Fasern betrachtet. Das unidirektional verstärkte SMC war nicht Gegenstand der Untersuchung. Zur späteren Erweiterung der Simulation könnten geschichtete SMC-Werkstoffe durch mehrschalige, gekoppelte Modellierung dargestellt werden.

5.2 Abbildung des Materialverhaltens von SMC

Im Folgenden werden die drei Bereiche des FVK-typischen Materialverhaltens für SMC beschrieben.

Die Formulierung des Materialverhaltens folgt dem klassischen Muster der Einteilung der Bereiche in:

- Elastisches Materialverhalten
- Versagensverhalten
- Nachversagensverhalten.

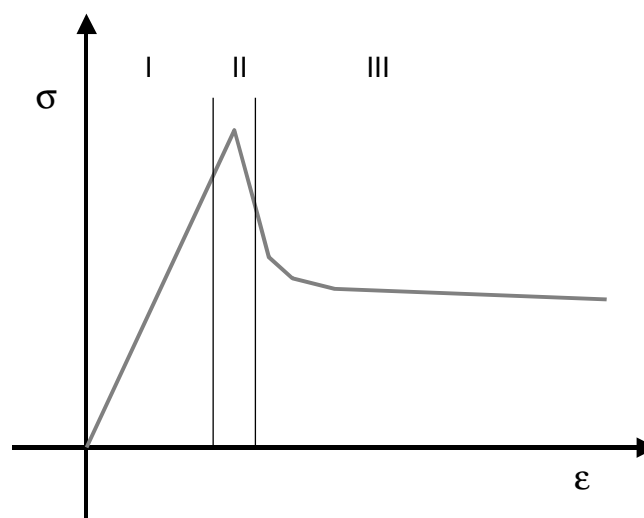


Bild 5.1: Prinzipielle Einteilung des Materialverhaltens

Für das ungeschädigte Material wird das klassische linear-elastische Verhalten angesetzt (I). Bei Erreichen bestimmter Grenzwerte in den Belastungen kann der Werkstoff die auftretenden Spannungen nicht mehr schadungsfrei ertragen, über ein Versagenskriterium wird diese Versagensinitiierung erkannt (II). Dann beginnt die Degradation im Materialverhalten, weil durch die erfolgten Schädigungen nicht mehr die gleichen Belastungen ertragen werden können. Steifigkeiten und Festigkeiten sinken auf geringere Werte ab (III). Die exakte Beschreibung des Materialverhaltens und des Prinzips der Vorschädigung folgt in den nächsten Kapiteln.

5.2.1 Elastisches Materialverhalten

Wie bei allen Werkstoffen, bei denen für Deformationen unterhalb der Bruchdehnung linear-elastisches Verhalten angenommen wird, lässt sich das charakteristische Verhalten durch Steifigkeiten und Festigkeiten beschreiben. Dabei wird für die Beschreibung des Materialverhaltens von SMC hinsichtlich der Materialkennwerte unterschieden in (Kapitel 2):

- Zugbelastung
- Druckbelastung
- Schubbelastung.

Da für die Simulationsrechnungen Schalenelemente genutzt werden, müssen die entsprechenden Kennwerte in der Schalenfläche (Steifigkeiten und Festigkeiten) bereitgestellt werden. Bild 5.2 zeigt das durch die Kennwerte beschriebene Materialverhalten von Standard-SMC im Zug-/Druckbereich.

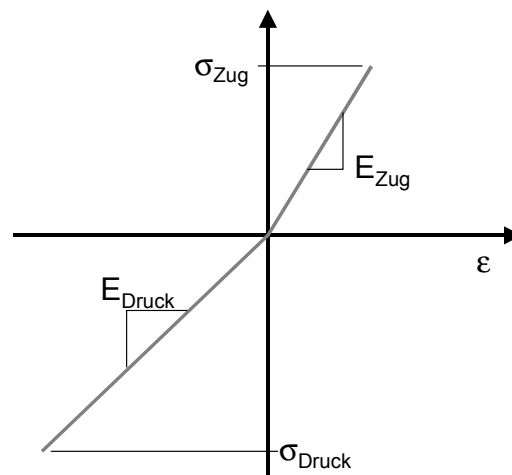


Bild 5.2: Qualitative Darstellung des Materialverhaltens von Standard-SMC im Zug- und Druckbereich gemäß den Versuchen nach DIN 53455 (Zug) und DIN 53454 (Druck)

Die Eigenschaften der verschiedenen SMC-Materialien sind in Kap. 2.1 zusammengestellt.

Tabelle 5.1: Verhältnis der Elastizitätsmoduln

Material	E_t	E_c	E_t/E_c	E_c/E_t
	[MPa]	[MPa]		
SMC1	12052	11208	1,08	0,93
SMC2	13308	12847	1,04	0,96
SMC3	11626	10145	1,15	0,87
SMC4	14920	12378	1,21	0,83
SMC5	9122	9381	0,97	1,03
SMC6	16042	13548	1,18	0,84

Für alle untersuchten Standard-SMC-Typen konnte gemäß Tabelle 5.1 für das Verhältnis von Zug- zu Druckelastizitätsmodul ein Wert zwischen 0,97 und 1,21 angesetzt werden. Das Simulationstool wurde so erweitert, dass zwei unterschiedliche Elastizitätsmoduln für Zug und Druck berücksichtigt werden konnten. Zur Anpassung an SMC-typische Versagensmechanismen wurde auch das implementierte Materialverhalten im Nachversagensbereich modifiziert.

Das SMC-Materialmodell basiert auf der Betrachtung von SMC als isotropes Material. Liebold [35] und Schemme [19] befassen sich detailliert mit Untersuchungen zum Fließverhalten von SMC im Pressvorgang und dessen Auswirkungen auf die Eigenschaften des Materials. Folgende Schwankungen in der Faserstruktur werden durch den Herstellungsprozess ins SMC eingebracht [35]:

- bis zu 10% Differenz in Orientierungen, resultierend aus der Faserbewegung beim Auftreffen auf die bewegte Trägerfolie bei der Herstellung des Rohmaterials
- bis zu 5 % Differenz im Fasergehalt durch Schwankungen im Herstellungsprozess.

Außerdem entstehen je nach Bauteilgeometrie Orientierungen beim Verpressen des Rohmaterials. Problematisch sind vor allem Fasergehalt und -orientierung im Bereich von Sicken und Versteifungen. Insbesondere die oben genannten Schwankungen, aus dem Herstellungsprozess können nicht exakt erfasst werden. Eine exakte Erfassung und Übertragung in Eingabewerte für eine Simulationsrechnung ist zu aufwändig bzw. heute wirtschaftlich nicht umsetzbar, da dem gefertigten Rohmaterial eine Datei mit den Faserdaten, d.h. ortsabhängiger Gehalt und Orientierung beigelegt werden müsste. Diese Informationen müssten dann über die Bauteilfertigung - Einlegen des Rohmaterials (Zuschnitte, Richtung, ...), Verpressen, Fließvorgänge (Umorientierungen, Faseranhäufungen/-mangel) – und entsprechende Modifikationen den Weg zu einem Inputdatensatz für die Simulationsrechnung finden.

Im Sinne einer gleichmäßigen Materialbelastung sollte in crashrelevanten Strukturen eine homogene Verteilung erreicht werden. Die Bauteile, deren Dimensionierung durch die Anwendung des hier beschriebenen Modells ermöglicht werden soll, besitzen eine flächige Geometrie, die das fast vollständige Auslegen des Werkzeuges (der Kavität) erlaubt. In diesem Anwendungsfall kann SMC unter Vernachlässigung der oben genannten nicht quantifizierbaren Schwankungen als Folge des Herstellungsprozesses des Rohmaterials als isotrop betrachtet werden. Ein Vergleich zwischen Kennwerten in verschiedenen Probenrichtungen findet sich in Kapitel 2.2. Will man bei Bauteilgeometrien, die eine schwankende Faserorientierung bzw. unregelmäßige Faserverteilung verursachen, ohne exakte Kenntnis dieser Informationen

„auf der sicheren Seite“ rechnen, dann sollten die eingesetzten Kennwerte des Materials um ca. 10 % reduziert werden.

Die Fließsimulation von SMC ist z.Zt noch Gegenstand von Forschungsarbeiten. Zielführend wäre zukünftig eine direkte Schnittstelle zwischen Fließsimulation und Finite-Elemente-Berechnung. Diese Schnittstelle könnte die Übertragung der berechneten Faserverteilungen und Faserorientierungen bei gleichzeitiger Vermeidung der Schwankungen, welche die Rohmaterialherstellung heute noch mit sich bringt, erlauben.

5.2.2 Versagenskriterium

Die Entwicklung eines SMC-tauglichen Materialmodells basierte auf der Abbildung des Materialverhaltens bei axialer Druckbelastung (Crash) rohrförmiger Strukturen in Längsrichtung der Struktur. Die Kenntnis des Deformationsverhaltens dieser Strukturen aus den experimentellen Untersuchungen ermöglichte die Klassifizierung der relevanten Belastungen in den einzelnen Materialbereichen. Vereinfacht wurde dieser Prozess durch die Vernachlässigung der dritten Dimension, d.h. des Materialverhaltens in Dickenrichtung.

Bild 5.3 zeigt ein SMC-Profil nach einem Crashversuch.

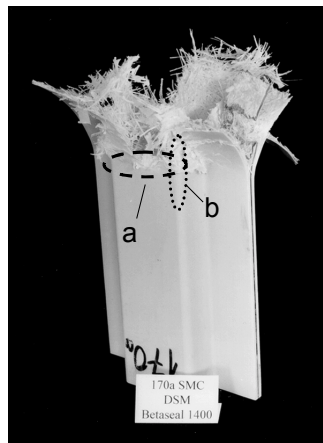


Bild 5.3: SMC-Profil nach dem Crashversuch (a = Druckversagen, b = Kantenversagen)

Im Bild sind die wichtigsten Bereiche der Probe markiert.

Bereiche parallel zum Impactor entlang der Crashfront (a):

Beim Auftreffen des Impactors (Schlitten der Crashanlage, Quertraverse der Universalprüfmaschine) wurde die Probe wegen der axialen Druckkräfte zunächst gestaucht. Nach Crashinitiierung am Trigger verlagerte sich die Crashzone etwas vom

Impactor weg in die Probe. D.h. die Druckversagenszone der Crashstruktur liegt wenige Millimeter vor der Auftreffebene auf den Impactor. In dieser Zone, parallel zum Impactor über den gesamten Probenquerschnitt, wurde zunächst der Werkstoff durch Druckversagen zerstört. Der anschließende Materialfluss nach innen und außen wurde durch die Ausbildung des Keils aus fragmentiertem Material und die überlagerten Delaminationen bestimmt. Dieser Materialfluss war für das Crashverhalten der Struktur von untergeordneter Bedeutung und kann mit den derzeit verfügbaren Simulationmöglichkeiten nicht exakt dargestellt werden. Daher wurde das für FVK-Crashprofile übliche beidseitige Abfließen des zerstörten Materials (siehe obiges Bild) nicht näher betrachtet.

Bereiche senkrecht zum Impactor (Kanten) (b):

Ein weiterer wichtiger Bereich der Materialzerstörung bei den Crashversuchen befand sich in den Radien. Die Versagensmodalitäten hingen dort allerdings in gewissem Umfang vom Materialverhalten an der Crashfront ab. Je nach Probe (durchaus variierend zwischen einzelnen Probekörpern) floss das geschädigte Material nach dem Aufspalten entlang der Querschnittskante einseitig oder zweiseitig ab. Dabei variierte das Mengenverhältnis zwischen 0 und 100 % für jede Seite. Die dabei auftretenden Belastungen in den Kanten/Radien ließen sich vereinfacht auf Druck und Zug reduzieren. Entsprechend die Deformation in Bezug auf den Probenquerschnitt einer Umfangserweiterung, so lag in den Kanten Zugversagen vor (Außenseite der Radien). Handelte es sich um eine Umfangsverengung, so lag Druckversagen vor (Innenseite der Radien). Die Simulation unter den gesetzten Randbedingungen (einschalige Modellierung) erlaubte wie o.a. nicht die Abbildung des beidseitigen Materialflusses. Deshalb konnte nur ein Modus je Kante abgebildet werden, wobei die Materialflussrichtung auch in der Simulation variierte.

Die Belastungen durften also vereinfachend auf Druck- und Zugbeanspruchung reduziert werden, jedoch mit klarer Dominanz im Druckbereich. Darauf basierend wurden Interaktionen der verschiedenen Belastungen wie Zug-, Druck- und Schubspannungen bei axialen Crashlasten nicht betrachtet. Als Versagenskriterium wurde deshalb das Maximalspannungskriterium angesetzt. Der Versagensraum ist im folgenden Bild dargestellt.

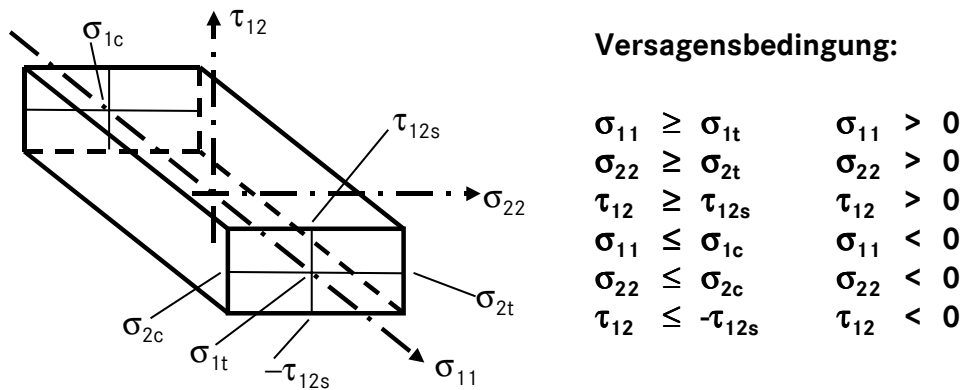


Bild 5.4: Maximalspannungskriterium

Bei einer Erweiterung bzw. Überprüfung der Anwendbarkeit des Materialmodells für beliebige Lastfälle, d.h. abweichend vom axialen Crash rohrförmiger Strukturen könnten in fortführenden Untersuchungen detailliertere Versagenskriterien geprüft werden. Im Rahmen der Crashberechnungen lieferte das Versagenskriterium für eine bestimmte Belastung und Belastungsrichtung die Information, wo Schädigungen eingetreten waren. Die Eigenschaften der betroffenen Bereiche wurden nun durch das Nachversagensverhalten bestimmt. Die Materialdegradation erfolgte basierend auf den Informationen zur Schädigung.

Bis zu den ersten Schädigungen war das Verhalten des Werkstoffs mit den Standardkennwerten hinreichend beschrieben:

- Elastizitätsmodul E_{Zug} , E_{Druck} , G_{12}
- Querkontraktionszahl ν_{12} .

Die Schädigung wurde durch Vergleich der vorliegenden Spannungen mit den Festigkeiten ermittelt:

- Festigkeiten σ_{Zug} , σ_{Druck} , σ_{12} .

Im Anschluss an die erkannten Schädigungen trat die sogenannte Werkstoffdegradation in Kraft, d.h. in Abhängigkeit der vorliegenden Schädigungen änderten sich die Werkstoffeigenschaften. Diese Änderungen werden in den folgenden Kapiteln beschrieben. Dabei werden einerseits der Vorschädigungsprozess und andererseits das Nachversagensverhalten erläutert.

5.2.3 Vorschädigung

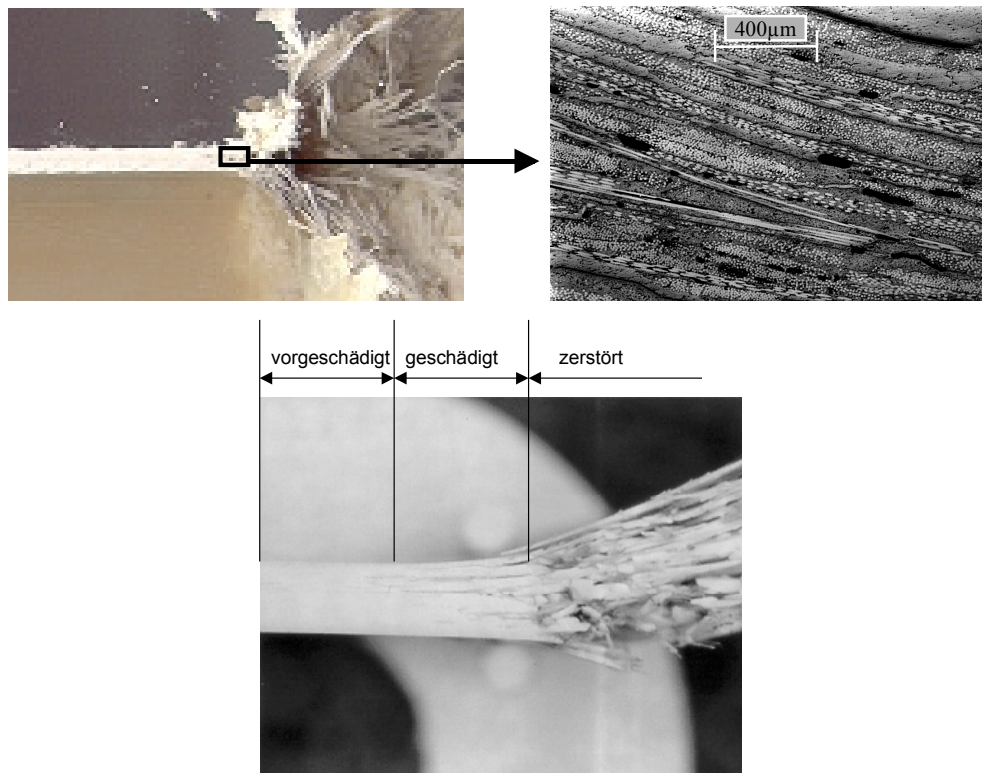


Bild 5.5: Probenquerschnitt und Schädigungszonen im Bereich der Crashfront

Im vorigen Kapitel wurde das Verfahren zur Erkennung von Schädigungen beschrieben. Bei Faserverbundkunststoffen ist es jedoch wichtig, eine Abgrenzung zum Begriff der Vorschädigung durchzuführen. Prinzipiell unterscheidet sich der Zustand im Grad der Materialzerstörung. Geht bei Schädigungen der gesamte Werkstoffzusammenhalt verloren, so sind vorgeschädigte Bereiche durch Risse und Delaminationen geringfügig geschädigt, was äusserlich jedoch oft nicht erkennbar ist.

Bild 5.5 zeigt fotografische Aufnahmen des vorgeschädigten Materials im Bereich der Crashfront. Die Risse und Delaminationen gingen dem Hauptcrashvorgang voraus. Der Transfer dieses Verhaltens zur Simulation wurde durch Reduktion der Materialfestigkeit von Bereichen in direkter Nachbarschaft der gelöschten Elemente realisiert.

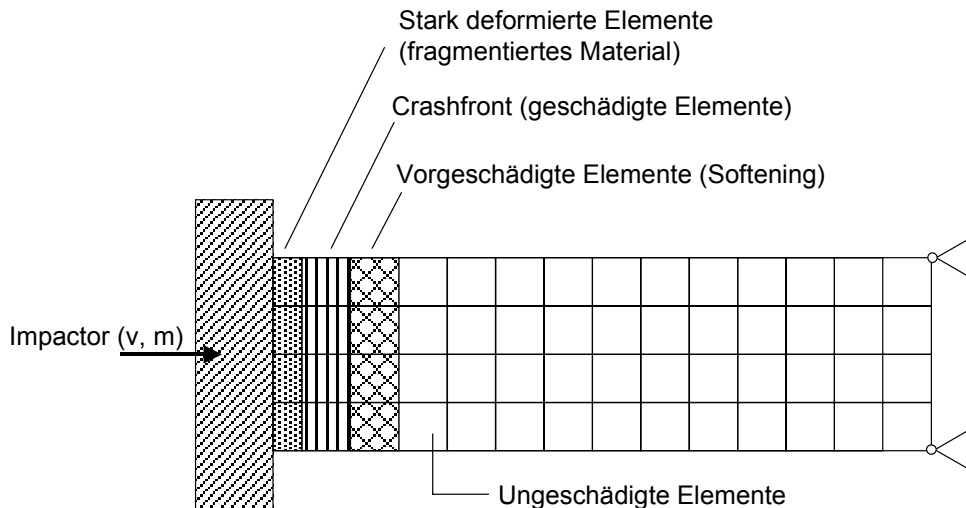


Bild 5.6: Schädigungsausbreitung im progressiv gecrashten FVK [1]

Die Vorschädigung von FVK, die sogenannte Weißbruchzone, wurde für Laminare bereits in [1] diskutiert und in den Versagensparameter SOFT umgesetzt. Die Betrachtung eines anderen FVK verlangte wiederum die intensive Beleuchtung der näheren Zusammenhänge. In [1] wurden Laminare betrachtet, die aus der Stapelung von unidirektionalen Einzelschichten des Faserverbundkunststoffs entstanden. Dabei wurde das Augenmerk auf Glasfaserverstärkungen aus Endlosfasern gelegt. Betrachtet man Verstärkungen mit Endlosfasern aus Kohlenstoff, so sind oft wesentlich „kürzere“ Zonen mit vorausseilenden Schädigungen zu beobachten, weil die kohlenfaserverstärkten Duroplaste eher zu einem feineren Zerbröseln mit nur geringen Deformationen abseits der Crashfront tendieren.

Beim Übergang zu Standard-SMC, bei dem es sich zwar immer noch um einen langfaserverstärkten Duromerwerkstoff handelt, sind andere Randbedingungen gegeben. Die Glasfasern liegen dort in Bündeln der Länge 25 bis 50 mm vor und diese Bündel sind wiederum regellos angeordnet, d.h. die Orientierung der Fasern ist beliebig. FVK-typisch ist, dass sich Schädigungen bevorzugt entlang von Fasern bilden. So ist bei FVK, die aus unidirektionalen Faserlagen gestapelt sind, die Grenzschicht zwischen den Faserlagen eine typische Versagensebene. Im Gegensatz dazu existieren bei SMC wegen der regellosen Faseranordnung keine konkreten Grenzschichten. Außerdem bieten beim Crashversuch die im Vergleich zu Laminaten kurzen Faserbündel keine optimalen Angriffspunkte für weit vorausseilende Schädigungen. Einerseits endeten diese Schädigungen am Ende solcher Bündel. Andererseits konnten vorausseilende Risse durch querliegende Faserbündel gestoppt oder umgelenkt werden. Dadurch ergab sich eine im Vergleich zu Glasfaserlaminaten eher kürzere vorgeschädigte Zone.

Wichtig war die Übertragung der Schädigungen in Modelle zur Berücksichtigung in Finite-Elemente-Berechnungen. In der realen Probe handelte es sich - auf die Probenfläche projiziert - um einen ortsabhängigen Parameter. Dieser Parameter musste für die numerische Berechnungsmethode auf Elementniveau übertragen werden, d.h. er konnte nicht als stetige Funktion über einer Richtung des Bauteils definiert werden, sondern er war als punktueller Wert den einzelnen Elementen zuzuordnen. Eine beispielhafte Darstellung einer gecrashten FVK-Struktur mit prinzipieller Übertragung der Schädigung in ein FE-Netz zeigt Bild 5.7.

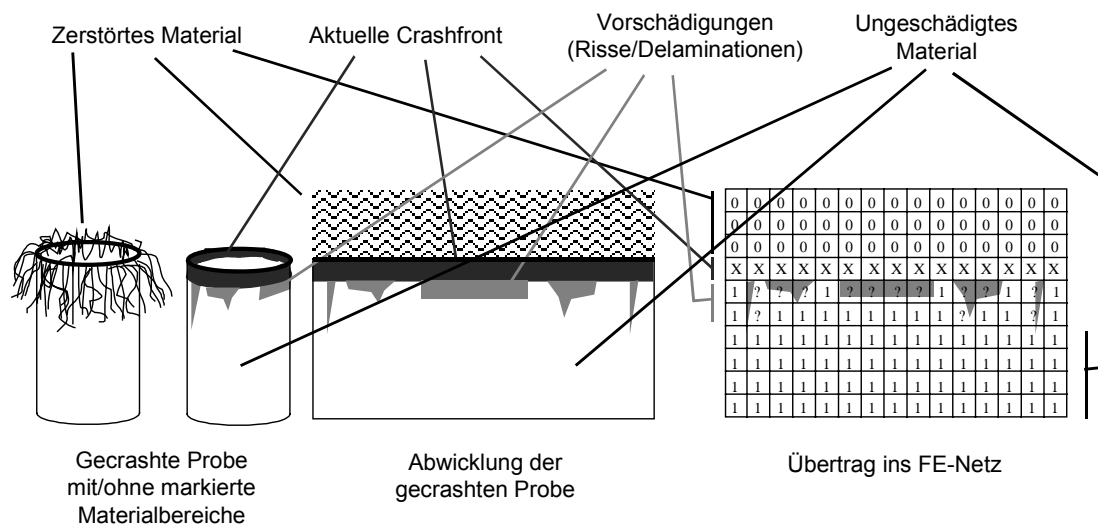


Bild 5.7: Vorschädigung in FVK

Aus diesem Bild wird ersichtlich, wie sich verschiedene Grade der Vorschädigung ergeben. Einerseits erstrecken sich die Vorschädigungen nicht über die gesamte Ausdehnung des Elementes. Andererseits muss man von einer gewissen Schädigungsintensität ausgehen, die dann zum Rand des Schädigungsbereiches hin auf den Schädigungswert null ausläuft, was bedeutet, dass die angrenzenden Materialbereiche noch vollkommen intakt sind (1). Dagegen werden komplett geschädigte Bereiche, die schon aus der Rechnung herausgenommen wurden, mit null gekennzeichnet. Der Grad der Vorschädigung eines Elementes basiert aber nicht nur auf der flächigen Ausdehnung der Risse oder Delaminationen, sondern auch auf der Intensität der Schädigung in der Materialdicke an einer bestimmten Stelle. Deshalb muss dem Element ein Parameter (zwischen eins und null) zugeordnet werden, der die jeweilige Schädigung repräsentiert. Dieser Parameter wiederum muss sich aus dem prozentualen Teil der geschädigten Fläche und den Schädigungsintensitäten ergeben. Auf längere Sicht sollte innerhalb der FE-Tools die Möglichkeit geschaffen werden, die Vorschädigung auf größeren Bereichen einer Struktur in der numerischen Berechnung zu berücksichtigen. Heute bleibt die Anwendung auf die Elemente beschränkt, die direkt an stark deformierte Bereiche anschließen. Der Para-

meter, der den Grad der Vorschädigung charakterisiert, kann nur einen Wert annehmen.

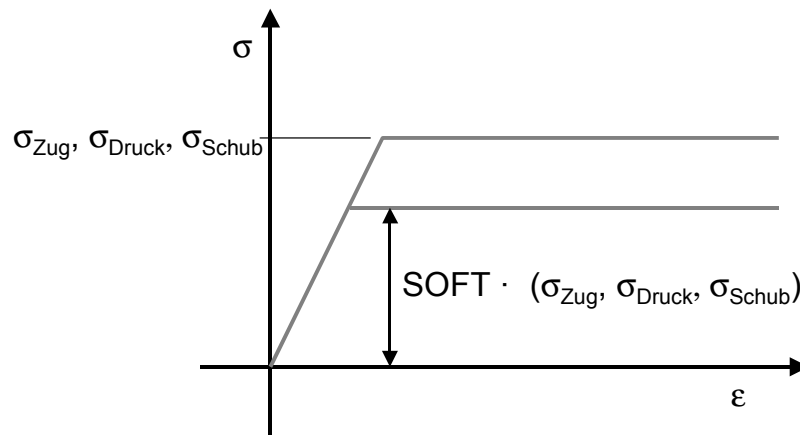


Bild 5.8: Reduzierung der Werkstofffestigkeiten im Bereich der Crashfront

Obiges Bild verdeutlicht, wie an die Hauptschädigungszonen angrenzende Schädigungen berücksichtigt werden. Wegen der besonderen Charakteristik der FVK schreiten Risse leichter im Material fort als in homogenen Werkstoffen. In der numerischen Simulation werden deshalb die Festigkeiten der Elemente, die an zerstörte Elemente grenzen, durch Multiplikation mit dem Faktor SOFT reduziert. Aufgrund der oben beschriebenen Unterschiede zwischen SMC und Laminaten sind die Vorschädigungen bei Standard-SMC (regellose Faseranordnung) von geringerem Umfang. In den Schnittbildern wird dieser Umfang ersichtlich. Siehe hierzu Bild 5.5. Es zeigt, dass die Vorschädigungen nur wenige Millimeter vorausseilen (Flächenausdehnung) und auch nur eine geringe Intensität (Anzahl der Delaminationen) erreichen. Dies bedingt eine nur sehr geringe Reduzierung der Festigkeiten. In den Simulationsrechnungen wurde deshalb für den Faktor SOFT ein Wert von 0,9 angesetzt, d.h. die ursprünglichen Festigkeiten werden um 10 % reduziert.

5.2.4 Nachversagensverhalten

Im Gegensatz zu impliziten Finite-Elemente-Analysen zur Berechnung des Bauteilverhaltens bei geringen Deformationen (statische Analyse) kommen bei der Crashuntersuchung von Bauteilen große Deformationen ins Spiel. Diese Deformationen übersteigen das elastische Deformationsvermögen von FVK. Die Festigkeitsgrenzen werden überschritten, was im Gegensatz zu Metallen nicht zu größeren plastischen Deformationen führt, sondern direkt Materialversagen durch Brüche hervorruft. Wie im vorigen Kapitel erläutert, erfolgt der Wechsel vom elastischen Materialzustand zum Nachversagensverhalten über das Versagenskriterium, das diesen Schritt erkennt. Der Werkstoff kommt nicht mehr in seinen Ausgangszustand zurück, da irre-

versible Schädigungen vorliegen. In Abhängigkeit der erreichten Schädigungsgrenzen zeigt der Werkstoff nun ein bestimmtes Verhalten.

Auch im Nachversagensverhalten kann hauptsächlich zwischen Zug- und Druckbereich unterschieden werden.

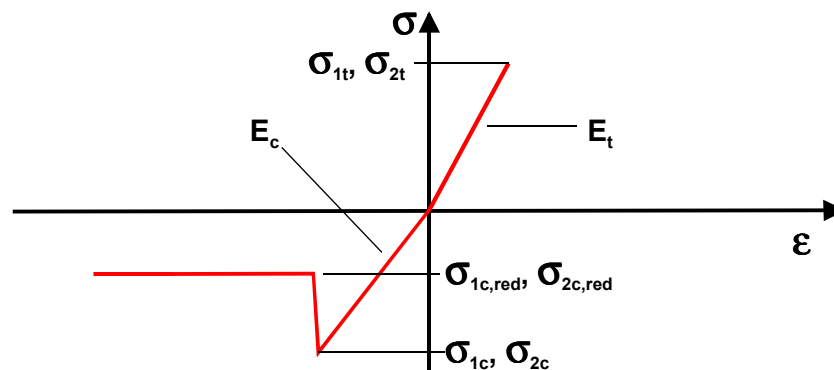


Bild 5.9: Materialverhalten von SMC im Zug-/Druckbereich

Zugbelastung:

Bei Zugbelastung erfolgt nach dem Erreichen der Materialfestigkeit der schlagartige Bruch der Probe. Danach können keine Kräfte mehr übertragen werden. Somit wird das Materialverhalten über die üblichen Spannungs-Dehnungs-Beziehungen bis zum Versagen hinreichend beschrieben. Aufgrund des Bruches der Probe nach dem Erreichen der Zugfestigkeit liegt dort kein Nachversagensbereich vor. Wird eine unter Zugbelastung gerissene Struktur (Elemente gelöscht) im weiteren Verlauf auf Druck beansprucht, so ergibt sich in der Berechnung sicherlich ein Problem hinsichtlich der realistischen Darstellung der Abstützung der Bruchstellen.

Druckbelastung:

Eine Schwierigkeit bei der Beschreibung des Versagensverhaltens von Faserverbundkunststoffen ist, dass es keine standardisierten Versuche zur experimentellen Untersuchung des Materialverhaltens über die erste Schädigung hinaus gibt. Ebenso wird dieser Nachversagensbereich nicht durch Kennwerte beschrieben. Also mussten Rückschlüsse auf das Werkstoffverhalten durch Interpretation von Versuchen gezogen werden, um diese dann in ein numerisches Modell zu übertragen.

Im Gegensatz zur Zugbelastung lag bei Druckversagen kein Trennbruch der Probe vor. Vielmehr wurden bei weiteren Stauchungen über den ersten Bruch hinaus geschädigte Materialbereiche ineinander geschoben. Über genormte Versuche lässt sich dieses Materialverhalten nicht charakterisieren, denn die typischen Probengeo-

metrien besitzen keine ausreichende Stabilität gegen Ausknicken. Bei diesen Proben schieben sich die teilweise getrennten Probenhälften aneinander vorbei, die Probe knickt aus oder - beim Druckversuch mit Stützeinrichtung (DIN 53454) - das Kraftsignal wird durch zusätzliche Reibkräfte zwischen Prüfvorrichtung und aufgespreizten Materialbereichen in der Schädigungszone überlagert. Um diese Problematik zu umgehen wurde eine von den Normen abweichende Probengeometrie gewählt. Wegen der Komplexität im Vergleich zu den genormten Prüfkörpern konnten Struktureinflüsse nicht vollständig ausgeschlossen werden. Die Proben wurden aus den in Kapitel 2 vorgestellten profilierten Platten hergestellt.

Die geprüften Materialien zeigten bei dieser Untersuchung, die im Gegensatz zu den Standard-Druckversuchen nicht mit einer Geschwindigkeit von 1 mm/min, sondern mit 1 mm/s durchgeführt wurde, die in Tabelle 5.2 dargestellten Kennwerte.

Tabelle 5.2: Kennwerte aus dem Spezial-Druckversuch

Material	Peaklast	Max. Spannung	Plateaulast	Plateauspannung	Plateauspannung/ Versagensspannung
	[kN]	[MPa]	[kN]	[MPa]	[%]
SMC1	67	163	8,7	21	9,5
SMC2	69	168	10,5	26	10,8
SMC3	56,7	138	6,3	15	8,1
SMC4	66	161	10,5	26	12,8
SMC5	36	88	4,6	11	6,5
SMC6	49,5	121	8,3	20	8,0

Nach Eintritt des ersten Bruches zeigten die SMC-Proben einen starken Abfall auf ein geringeres Lastniveau. Auf diesem geringeren Niveau schob sich die Probe im geschädigten Querschnitt, etwa in der Mitte der Probe, zusammen. Dabei blieb die Deformationslast konstant auf dem genannten Niveau.

Die Versuche mit den speziellen Druckproben (Abschnitte aus der profilierten Platte) haben gezeigt, dass die Festigkeit des komplett Druck-geschädigten Materials auf ca. 10 % der ursprünglichen Festigkeit absank. Dabei war im Vergleich zum progressiven Crash zu beachten, dass das Material nicht gegen eine feste Stahlbarriere, sondern gegen sich selbst (geschädigtes SMC) verschoben wurde. So waren auch die ermittelten Daten gegeneinander in Bezug zu setzen. Erst bei einer Kompaktion von ca. 95 % zeigte sich die Blockbildung mit steigendem Lastniveau.

Tabelle 5.3: Spannung im Nachversagensbereich – Rechteckrohr mit Flansch

Material	Druckfestigkeit	Versagensspannung (F_m/A)	Verhältnis D/V
	[MPa]	[MPa]	
SMC1	222	44,6	5,0
SMC2	241	50,7	4,8
SMC3	186	47,3	3,9
SMC4	203	54,0	3,8
SMC5	170	41,8	4,1
SMC6	251	55,8	4,5

Die Unterschiede im Versagensverhalten beider Varianten – progressiver Crash und Druckprobe – veranschaulicht Bild 5.10:

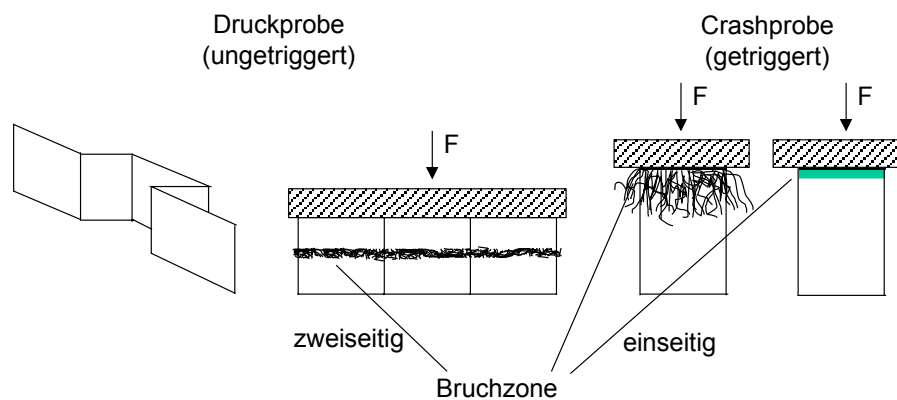


Bild 5.10: Schädigungslokalisierung bei Druckprobe und Crashprobe

Um die Problematik beim Druckversagen erneut zu verdeutlichen, müssen verschiedenartige Vorgänge bei diesem Lastfall erläutert werden. Handelt es sich um einen axialen Crash einer dafür vorgesehenen getriggerten Struktur, so erfolgt die Bauteilschädigung, wie geplant, sukzessive von einem Ende der Probe ausgehend. Dadurch ergibt sich die übliche Kraft-Deformationskennlinie dieser Strukturen. Die Schädigung erfolgt durch den in den Werkstoff eindringenden Impactor. Die Betrachtung des Querschnitts eines geschädigten Bauteils zeigt einen Übergang vom ungeschädigten Material über vorgeschädigte und total geschädigte Bereiche zum Impactor. Die Analyse einer Druckprobe des gleichen Werkstoffes zeigte allerdings eine andere Abfolge der Materialbereiche. Der Versagenspunkt lag dann nicht an einem Impactor, sondern dieser übernahm nur die Funktion der Krafteinleitung. Die Schädigungszone der Probe lag dann nicht an ihrer Außenseite, sondern mittig im

Werkstoff. Demnach ergab sich eine Reihenfolge vorgeschädigtes Material, geschädigtes Material, Bruch, geschädigtes Material, vorgeschädigtes Material. Nach Erreichen der Bruchgrenze wurden also zwei geschädigte Materialbereiche ineinander geschoben, was gegenüber dem progressiven Crash zu einem wesentlich geringeren Lastniveau führte.

In der Crashsimulation ist es wegen der auf der Kontinuumsmechanik basierenden Betrachtung der Werkstoffe nicht möglich, das für Faserverbundkunststoffe typische Zerstören des Materials darzustellen. Deshalb müssen für diese Mechanismen Näherungsverfahren angewandt werden.

Eine näherungsweise Darstellung ist die Methode, die beim axialen Crashversuch von spröden, progressiv crashenden Faserverbundstrukturen genutzt wird. Da im Gegensatz zu Stahl bei den FVK nach Erreichen einer Festigkeitsgrenze kein plastisches Fließen eintritt, sondern konkrete Schädigungen der Struktur durch Risse und Brüche auftreten, musste im Modell dieses Verhalten durch Deformationen der entsprechenden Elemente dargestellt werden. Für das beim axialen Crash dominierende Stauchen mit anschließendem über den Triggermechanismus eingeleiteten progressiven Zerstören des Materials wurden beide Prozesse durch Elementdeformation in der Simulation berücksichtigt. Dies bedeutete, dass nach der elastischen Deformation nicht der Übergang zur plastischen Stauchung erfolgte, sondern die weitere Deformation der Elemente die Materialzerstörung repräsentierte. Die Verkürzung der Elementkante stellte demnach die elastische Deformation bezogen auf die Ausgangslänge und die Zerstörung eines Teils des ursprünglich vorhandenen Materials dar. Der Versagensmechanismus des progressiven Crushing bewirkte allerdings das komplette Zerstören von Materialbereichen, d.h. zunächst durch Elemente dargestellte Bereiche waren im Verlauf des realen Versuchs nur noch als Bruchstücke in Form von Faser-Matrix-Fragmenten bzw. delaminierten Bereichen bis hin zu Staub vorhanden. Die diesen Bereich repräsentierenden Elemente mussten also während der Berechnung gelöscht werden, weil die Reststrukturen kaum noch zur Kraftübertragung herangezogen werden konnten. Da allerdings die damit verbundene sukzessive Reduzierung der in Crashrichtung orientierten Elementkanten zu immer kleineren Zeitschritten in der Berechnung führte und somit die Gesamtrechnzeit einer größeren Struktur in von heutigen Rechnern nicht leistbare Bereiche wachsen würde, war es nötig dieses numerische Problem zu lösen.

Die für FVK verfügbaren Materialmodelle können über den Faktor TFAIL [1] gesteuert werden. Dieser Faktor bestimmt, wann ein deformiertes Element aus der Berechnung herausgenommen wird. Anschließend tragen dieses Element und der von ihm repräsentierte Materialbereich nicht mehr zur Kraftübertragung und Energieabsorpti-

on bei. Deshalb muss während der zur Verfügung stehenden Deformationslänge das Materialverhalten eines größeren Bereichs abgedeckt werden.

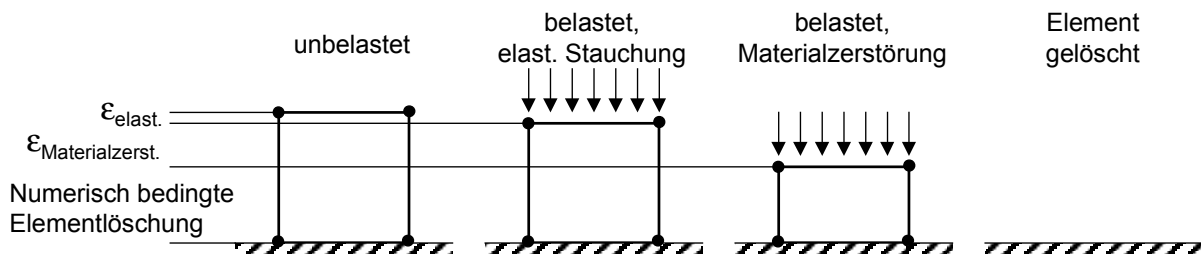


Bild 5.11: Deformierendes Element und Materialbereiche (elastisch/Zerstörung)

In der numerischen Beschreibung des Nachversagensverhaltens von SMC wurden auch die Auswirkungen von Schädigungen auf die Steifigkeiten und Festigkeiten einkalkuliert. Je nach Schadensfall wurde berücksichtigt, unter welchen Belastungen der Werkstoff anschließend noch in der Lage war, Kräfte zu übertragen.

Ausgangspunkt der Modifikationen am bestehenden Materialmodell waren hierbei die vorhandenen Versagensparameter, wie sie in [1] und [78] ausführlich beschrieben sind. Abweichend von den dort erstellten Abhängigkeiten wurde das Verhalten dem neuen Werkstoff angepasst.

Das im vorigen Kapitel erläuterte Maximalspannungskriterium unterscheidet die Versagensursache hinsichtlich Druck-, Zug- und Schubversagen. Für die Behandlung des geschädigten Materials wurde bestimmt, wie sich die Elastizitätskennwerte des Materials in Abhängigkeit vom Schadensfall ändern. Die Beschreibung liefert die folgende Tabelle:

Tabelle 5.4: Degradationsverhalten der Elastizitätskennwerte

Kennwert	Versagensform		
	I Druck	II Zug	III Schub
E_{Druck}	x	0	0
E_{Zug}	0	0	0
ν_{12}, ν_{21}	0	0	0
G_{12}	0	0	0

Sowohl bei Druck- als auch bei Schubbeanspruchung bleibt das Element zunächst bestehen und charakterisiert somit Deformationen des geschädigten Materials. Nach Zugversagen muss die Trennung im Material beschrieben werden. Deshalb wird das betroffene Element sofort aus der Berechnung herausgenommen (gelöscht).

Bei der Beschreibung des Degradationsverhaltens wurden bewusst einfache Formulierungen gewählt. Die Effizienz dieser Formulierungen sollte durch Vergleich von Experiment und Simulation getestet und bewertet werden. Ziel war nicht die exakte Ermittlung lokaler Spannungszustände, sondern die möglichst gute Simulation des globalen Antwortverhaltens der Struktur im Falle einer Crashbelastung (z.B. Kraft-Zeit-Verhalten) [1].

Versagensform I:

Trat in einem Element Zugversagen ein, so wurden alle Elastizitätskennwerte und alle Festigkeitskennwerte Zug betreffend auf null gesetzt. Dies bedeutete, dass in Zugrichtung völlige Spannungsrelaxation vorlag. Das Element konnte bei weiteren Belastungen keine Zugspannungen mehr aufnehmen. Traten später aber Druckspannungen auf, so verfügte das Element über eine gewisse Restfestigkeit.

Versagensform II:

Wurde ein Element über die Druckfestigkeit des Werkstoffes hinaus belastet, so trat Versagen ein. Der Werkstoff war von diesem Moment an nicht mehr in der Lage, höhere Spannungen aufzunehmen. Allerdings ging der Zusammenhalt der Komponenten des Verbundwerkstoffes nicht vollständig verloren, d.h. eine gewisse Restfestigkeit blieb erhalten. Bei weitergehender Druckbelastung blieb eine hohe Festigkeit erhalten. Im Hinblick auf die Darstellung von axialen Crashvorgängen rohrförmiger Strukturen wurde ein Kompromiss zwischen der Darstellung der Materialeigenschaften und den Vorgängen bei der numerischen Darstellung des Crashes gewählt.

Beim Druckversagen im Material sank die Spannung plötzlich um einen Wert von bis zu 90 % (siehe Tabelle 5.2) ab. Diese Spannung wurde jedoch über die gesamte weitere Deformation des Werkstoffes unter gleichbleibender Belastungsrichtung näherungsweise konstant gehalten. In der Simulationsrechnung hingegen war aus numerischen Gründen - minimaler Zeitschritt - das Element aus der Berechnung zu entfernen. Dieses Element konnte dann keine Lasten mehr aufnehmen. Für die Berechnung fehlten daher gemäß der erreichten Stauchung bei Elementlöschung über eine gewisse Zeit die Reaktionskräfte des Elementes. In der Simulation von axial ausgerichteten Crashstrukturen wurde deshalb das relevante Materialverhalten auf die maximal erreichbare Stauchlänge projiziert. Dieses Prinzip ist in Bild 5.12 gezeigt:

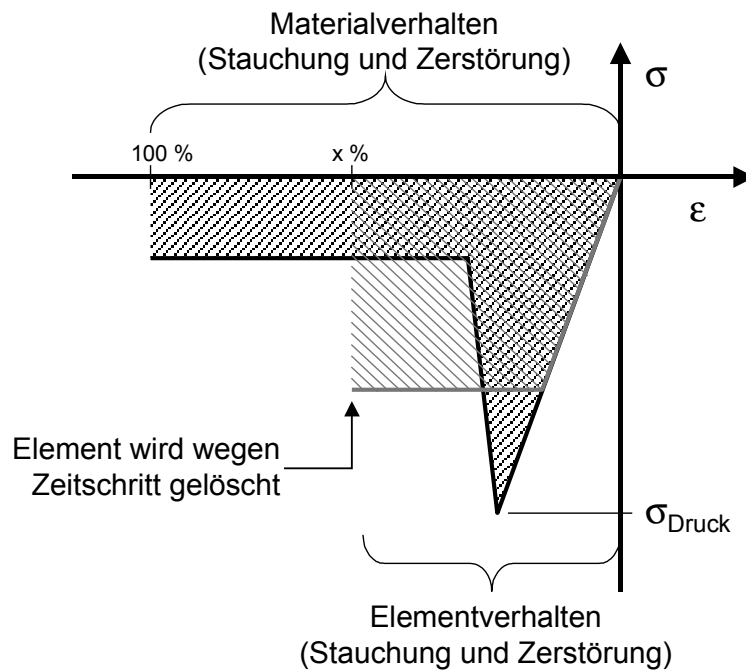


Bild 5.12: Repräsentation des druckspezifischen Materialverhaltens

In Bild 5.12 sind die Spannungs-Dehnungs-Beziehungen dargestellt. Dabei wurde zwischen Materialverhalten und Elementverhalten unterschieden. Wie oben erläutert, zeigte der Werkstoff einen Kraftanstieg bis zur Druckfestigkeit. Danach sank die Spannung schlagartig auf ein niedrigeres, konstant bleibendes Lastniveau ab. Bei einer Übertragung auf die Elemente einer Berechnung würde das entsprechende Element zu 100 % gestaucht. Dies war jedoch aus schon geschilderten Gründen nicht realisierbar (Zeitschritt). Außerdem führte der plötzliche Spannungsabfall zu numerischen Problemen, sogenannten Lokalisierungseffekten. In Einzel-Element-Berechnungen war eine solche Rechnung sinnvoll durchführbar, in der Gesamtstruktur führte die entsprechende Programmierung allerdings zu nicht kontrollierbaren Effekten, die wiederum das schlagartige Zerstören der Gesamtstruktur hervorriefen.

Aus den aufgeführten Gründen wurden deshalb bei der Übertragung des Materialverhaltens in das Elementverhalten während einer Berechnung bestimmte Vereinfachungen getroffen. Ein konservativer Ansatz mit einer geringeren Druckfestigkeit wurde gewählt. Dies bedeutete, dass das Werkstoffversagen bei einer niedrigeren Spannung, also früher, eventuell auch vor dem Versagen einer realen Struktur, ausgelöst wurde. Diese Vorgehensweise entsprach in übertragenem Sinne der Anwendung eines Sicherheitsfaktors. Außerdem ist das Ziel einer Crashberechnung nicht die Belastungsgrenze, d.h. der Zeitpunkt wann die ersten Schädigungen auftreten. Vielmehr führt der zu berechnende Lastfall konkret zur massiven

Materialdeformation bzw. -zerstörung, d.h. in Energieabsorptionselementen würde in jedem Fall auch die höhere Spannungsgrenze erreicht werden.

Aus numerischen Gründen war es überdies sinnvoll, die ertragbare Last im Anschluss an die Schadensinitiierung konstant zu halten. Durch das dann vorliegende Lastniveau wurde die Antwort des Werkstoffs auf die Deformation definiert. Im dargestellten Diagramm repräsentieren die Flächen unter den Kurven den Widerstand, den das Element der Crashbeanspruchung entgegenstellte. Da das Element nach einer gewissen Stauchung (x % im Diagramm) aus der Berechnung entfernt wurde, musste sein Gesamtverhalten auf der bis dahin vorliegenden Deformation dargestellt werden. Für die der Berechnung zur Verfügung gestellten Werkstoffdaten bedeutete dies, dass sich die aus Material- und Elementdaten ergebenden Flächen (Bild 5.12) entsprachen. Nur so war der progressive Crash der FVK-Struktur abbildbar.

Im Rahmen der Crashsimulationsrechnungen von SMC kann der Faktor TFAIL genutzt werden, um stark deformierte/gestauchte Elemente nach Unterschreiten eines bestimmten Zeitschrittes zu löschen. In Anlehnung an das Diagramm aus Bild 5.12 ist es sinnvoll, diesen Faktor auf eine Stauchung des Elementes zu übertragen (x %), wobei diese Stauchung, wie schon beschrieben, auch Materialzerstörung beinhaltet. Der Parameter TFAIL bezieht sich in seiner Definition auf den kritischen Zeitschritt Δt_{cr} , der sich nach folgender Formel berechnet:

$$\Delta t_{cr} = \frac{\Delta l}{c}, \quad (5.1)$$

wobei Δl für den Knotenabstand (Elementkantenlänge) und c für die Wellenausbreitungsgeschwindigkeit stehen. Die Fortpflanzungsgeschwindigkeit der Stoßwelle ergibt sich wie in Kapitel 2 aufgeführt aus Elastizitätskonstanten und der Dichte des Werkstoffes. In den Eingabedaten der Materialkarte wird TFAIL als Verhältnis zwischen aktuellem und ursprünglichem Zeitschritt definiert, d.h. bei Dominanz von Druckbeanspruchung in Elementkantenrichtung kann die Deformation eines Elementes näherungsweise zu seinem aktuellen Zeitschritt in Bezug gesetzt werden. Somit kennzeichnet TFAIL das Verhältnis der aktuellen zur ursprünglichen Elementkantenlänge, also die prozentuale Restelementlänge.

Im nächsten Schritt kann dann die Widerstandskraft des Werkstoffes auf eine numerisch sinnvolle akzeptierte Stauchung bezogen werden. Wie im obigen Diagramm gezeigt, repräsentiert also die erlaubte Stauchung des Elementes die komprimierte Widerstandsfähigkeit des vom Element repräsentierten Materials. Führt man diese Methode – die allerdings auf axiales Druckversagen beschränkt ist – weiter, so ergeben sich beliebig viele Kombinationen von zugelassener Stauchung und daraus resultierender Versagenslast, wobei jede Kombination die Bedingung erfüllen muss,

die gleiche Fläche im Diagramm darzustellen. Zur Auswahl einer passenden Kombination kann man dann das optische Versagensverhalten der Struktur heranziehen. Dabei gilt es zu beachten, dass die Nebeneffekte des Elementlöschens nicht zu unplausiblen Kraftsignalen führen. Wie schon erläutert, kann durch sukzessives Löschen von Elementen die Reaktionskraft gegen die starre Barriere auf null absinken. Deswegen sollte die erlaubte Stauchung nicht zu klein gewählt werden. Aus der Auswertung der Crashversuche ergaben sich als Versagensspannung die Werte der folgenden Tabelle.

Tabelle 5.5: Versagensspannung aus experimentellen Untersuchungen

Material	Druckfestigkeit [MPa]	Versagensspannung [MPa]	Faktor
SMC1	222	44,6	0,67
SMC2	241	50,7	0,7
SMC3	186	47,3	0,85
SMC4	203	54,0	0,85
SMC5	170	41,8	0,82
SMC6	251	55,8	0,75

Ein wichtiger Parameter bei der Ermittlung des Eingabewertes für TFAIL war deshalb die Elementlänge. Die hier beschriebene Vorgehensweise verlangte also die Generierung regelmäßiger Finite-Elemente-Netze, um die Elemente nach einer definierten Stauchung aus der Berechnung zu löschen. Basierend auf einer zulässigen Stauchung der Elemente von 30 % ergaben sich die in obiger Tabelle gezeigten Faktoren zur Bestimmung der maximalen Versagensspannung.

Zur Beschreibung des Degradationsverhaltens wurden in Analogie zu Materialmodell 54 bestimmte Versagensvariablen genutzt. Dabei verringerte sich die Anzahl entsprechend den Versagensmodi auf drei.

Diese Versagensvariablen werden zu Beginn der Berechnung definiert:

$$v1, v2, v3 = 1 \text{ (elastisch).} \quad (5.2)$$

Anschließend werden zu jedem Zeitschritt der Berechnung für jedes Element die Versagenskriterien überprüft und danach die in Tabelle 5.6 dargestellten Versagensvariablen mit Werten belegt.

Tabelle 5.6: Versagensvariablen

Versagensform	Versagensvariable
Druck	d
Zug	z
Schub	s

Dabei gilt für jeden betrachteten Zeitschritt:

$$d, z, s \begin{cases} \geq 0 & \text{geschädigt} \\ < 0 & \text{elastisch} \end{cases} \quad (5.3)$$

Wenn das Element ausfällt wird es aus der Berechnung des kritischen Zeitschrittes eliminiert.

Im Anschluss wird die globale Versagensvariable des Elementes neu gesetzt:

$$v_1, v_2, v_3 \begin{cases} = 1 & \text{falls elastisch} \\ = 0 & \text{falls geschädigt} \end{cases} \quad (5.4)$$

Die kombinierten Versagensvariablen vk_1 und vk_2 sind definiert zu:

$$\begin{aligned} vk_1 &= v_1 \cdot v_3 \\ vk_2 &= vk_1 \cdot v_2 \end{aligned} \quad (5.5)$$

Basierend auf den gesetzten Versagensvariablen ergeben sich dann die Elastizitätskonstanten im Nachversagensbereich zu:

$$\begin{aligned} E_{Zug}^d &= v_3 \cdot v_4 \cdot E_{Zug} \\ E_{Druck}^d &= vk_2 \cdot E_{Zug} \\ \nu_{12}^d &= \nu_{21}^d = vk_2 \cdot \nu_{12} \\ G_{12}^d &= vk_2 \cdot G_{12} \end{aligned} \quad (5.6)$$

5.2.5 Implementierung in LS-DYNA

Wie bereits erwähnt, wurde das Materialmodell für SMC basierend auf dem Materialtool MT54 entwickelt. Wie in [1] beschrieben, erlaubt die modulare Architektur des expliziten Finite-Elemente-Programmes LS-DYNA einen einfachen und übersichtlichen Einbau von Materialgesetzen.

Die verschiedenen abrufbaren Materialgesetze sind als Unterprogramme im Gesamtprogramm integriert und werden für jedes finite Element zu jedem Zeitschritt aufgerufen. Der Ablaufplan der Gleichungslösung ist in Bild 5.13 vereinfacht graphisch dargestellt.

Als Übergabeparameter für die Materialroutinen dienen folgende Daten:

- Der Spannungstensor aus dem vorhergehenden Zeitschritt
- Der neue Tensor der Dehnungsinkremente
- Materialspezifische Hilfsvariablen aus dem vorhergehenden Zeitschritt.

Nach Beendigung des Berechnungsschrittes geben die Materialroutinen die folgenden Daten an das Hauptprogramm zurück:

- Den neuen Spannungstensor
- Die neuen materialspezifischen Hilfsvariablen.

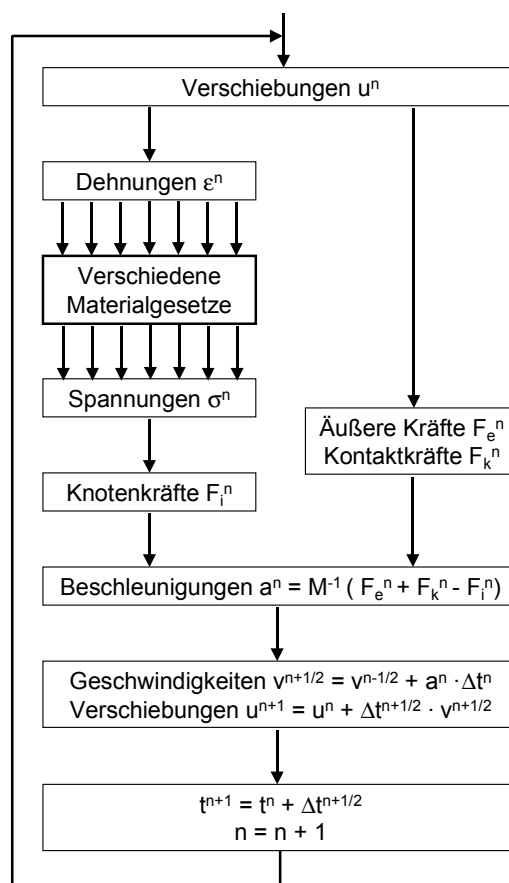


Bild 5.13: Vereinfachter Ablaufplan der Lösungsschleife in LS-DYNA [42]

5.3 Einzel-Element-Berechnungen

Die numerische Darstellung des Materialverhaltens wurde zunächst mit Einzel-Element-Berechnungen geprüft. Nicht alle in diesen Einzelelement-Tests darstellbaren Mechanismen waren für größere Strukturen anwendbar. Vielmehr war es so, dass sich Lokalisierungseffekte erst bei der Berechnung von Strukturen aus mehreren Elementen herausstellten. Die dabei aufgetretenen Schwierigkeiten werden hier kurz dargestellt. Exakter beschrieben sind die Mechanismen, die auch im Materialmodell implementiert und die für die Simulation von Bauteilen sinnvoll sind.

Die Einzel-Element-Tests wurden bei Zug-, Druck- und Schubbelastungen durchgeführt. Die Modellierungen sind in den folgenden Bildern dargestellt:

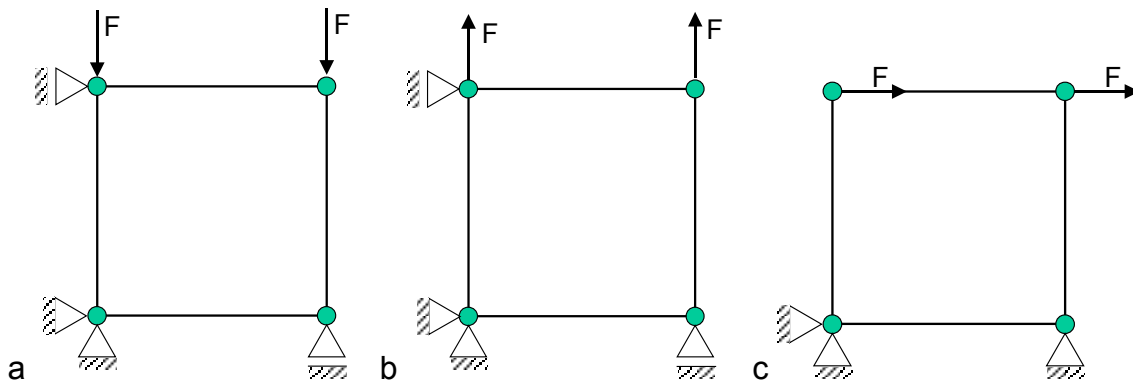


Bild 5.14: Einzel-Element-Berechnung – Zug- (a), Druck- (b) und Schubbelastung (c)

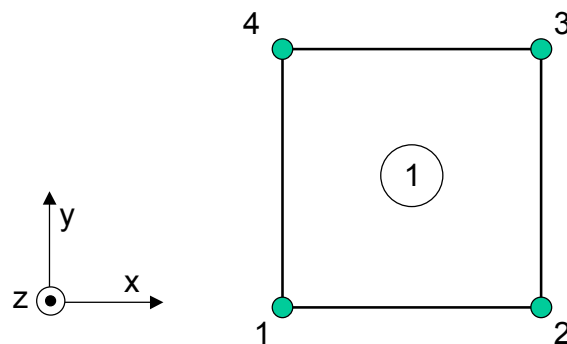


Bild 5.15: Einzel-Element-Berechnung – Element- und Knotenbezeichnungen

Tabelle 5.7: Einzel-Element-Berechnungen – Randbedingungen und Freiheitsgrade (0=gesperrt, F=frei)

Belastung	Knoten	Translation			Rotation			Bemerkung
		x	y	z	x	y	z	
Zug	1	0	0	0	F	F	F	-
	2	F	0	0	F	F	F	-
	3	F	F	0	F	F	F	-
	4	0	F	0	F	F	F	-
Druck	1	0	0	0	F	F	F	-
	2	F	0	0	F	F	F	-
	3	F	F	0	F	F	F	-
	4	0	F	0	F	F	F	-
Schub	1	0	0	0	F	F	F	-
	2	0	0	0	F	F	F	-
	3	F	F	0	F	F	F	In y-Richtung mit 4 gekoppelt
	4	F	F	0	F	F	F	In y-Richtung mit 3 gekoppelt

Bei der Berechnung der Widerstandskraft des Werkstoffes gegen die Zerstörung kann entweder die absorbierte Energie

$$E = F \cdot s \quad (5.7)$$

oder die mit dem Weg multiplizierte, ertragene Spannung

$$\sigma_{weg} = \sigma_{Versagen} \cdot s \quad (5.8)$$

herangezogen werden.

Da die stark gestauchten Elemente aus numerischen Gründen aus der Berechnung herausgenommen werden, muss die gesamte Energieabsorption von einem kürzeren Bereich repräsentiert werden.

$$\sigma_{Versagen} \cdot l_0 = \sigma_{Ersatz} \cdot l_0 \cdot \epsilon_{Druck,lösch} \quad (5.9)$$

Daraus ergibt sich:

$$\sigma_{Ersatz} = \frac{1}{\epsilon_{Druck,lösch}} \cdot \sigma_{Versagen} \quad (5.10)$$

Somit liegt zwischen den Werten für das Elementlöschen (maximale Stauchung) und der vorher ertragbaren Spannung im Druckbereich ein direkter Zusammenhang vor. Die folgende Tabelle zeigt mögliche Paarungen:

TFAIL:

$$\begin{aligned}
 \frac{\Delta l}{c} &< TF_{FAIL} \cdot t_{Anfang} \\
 \frac{\Delta l}{c} &< TF_{FAIL} \cdot \frac{l_0}{c} \\
 TF_{FAIL} &> \frac{\Delta l}{l_0} \\
 TF_{FAIL} &> \frac{l_0 \cdot (1 - \varepsilon_{Druck,lösch})}{l_0}
 \end{aligned}
 \tag{ 5.11 }$$

Tabelle 5.8: Kennwertpaarungen für Element-Druckversagen

$\varepsilon_{Druck,lösch}$	[%]	10	20	30	40	50
$\sigma_{Versagen}$	[%]	100	100	100	100	100
σ_{Ersatz}	[%]	1000	500	333	250	200
TFAIL	-	0,9	0,8	0,7	0,6	0,5

5.4 Crashberechnungen mit einfachen Proben

5.4.1 Probengeometrie und Modellierung

Analog zu den experimentellen Untersuchungen kamen auch in den Simulationsrechnungen zwei verschiedene Probengeometrien zum Einsatz: Rechteckprofil mit und Rechteckprofil ohne Flansch. Ein Foto dieser Proben zeigt Bild 3.5.

Einige Informationen zu den Strukturen (siehe auch Kapitel 4) sind nochmals kurz zusammengefasst:

- Probenlänge ca. 230 mm
- Wandstärke ca. 3 mm, im Klebebereich doppelte Wandstärke plus Klebstoffdicke
- Zwei Komponenten Epoxid- und PUR-Klebstoff
- Einseitige Triggerung der Proben durch 45°-Anfasung.

Umfangreiche Beschreibungen der experimentellen Untersuchungen finden sich in Kapitel 2.

Wie bereits erwähnt, galten für die Modellierung der Proben Randbedingungen. Zur Darstellung der SMC-Strukturen wurden ausschließlich Schalenelemente herangezogen, eine minimale Elementkantenlänge von 3 mm dabei nicht unterschritten. Dieses Limit bei der Elementierung erlaubte allerdings keine detaillierte Modellierung des Triggerbereiches bei möglichst exakter Darstellung. Es würde nur eine Elementreihe zur Repräsentation einer geringeren Wandstärke zur Verfügung stehen. Andererseits ist es wenig sinnvoll, den realen Triggermechanismus so auszuführen, dass er in der Simulation sinnvoll darstellbar ist. Wegen der guten Erfahrungen mit der 45°-Anfasung wurde diese Methode beibehalten. Die Darstellung in der Simulation wich davon ab. Im Finite-Elemente-Modell stieg die Wandstärke über drei Elementreihen sukzessive auf den exakten Wert von 3 mm an. Unterschiede zwischen Experiment und Simulation in den Ergebnissen für die Anfangspeaklast sollte man nicht überbewerten. Vergleichende Untersuchungen zwischen verschiedenen Crashprüfständen zeigten, dass die exakte Erfassung der Peaklasten sich sehr problematisch gestaltet, z.B. ergaben sich bis zu 175 % Abweichung in der Peaklast vom Kleinst- zum Größtwert, wobei die Crashmittellasten Abweichungen von unter 24 % erreichten [122].

An der Seite gegenüber der Triggerung waren zur Fixierung der Proben alle Translationsfreiheitsgrade der Knoten gleich null gesetzt, d.h. es wurde eine feste Einspannung dargestellt. Im Experiment wurden die Proben quasistatisch frei stehend in der Universalprüfmaschine bzw. dynamisch durch seitliche Klemmung im horizontalen Crashprüfstand getestet. Die Kantenradien betragen in den Bauteilen 2,5 mm. Im Finite-Elemente-Modell wurden sie wegen der Restriktionen bei der Elementkantenlänge durch eine 45°-Schräge näherungsweise dargestellt.

Die Gesamtstruktur der Probe wurde aus mehreren Materialbereichen aufgebaut:

- Trigger - Flanschbereich (drei Materialbereiche)
- Trigger – Radien, Seitenflächen (drei Materialbereiche)
- Radien
- Flansch
- Schmale Seitenflächen
- Breite Seitenflächen.

Durch diese Modellierung konnten die Materialbereiche bzgl. der Energieabsorptionskennwerte auch getrennt ausgewertet werden.

Der Impactor wurde als „rigid wall“ dargestellt. Dies bedeutet, dass er nicht als geometrische Struktur modelliert werden musste, sondern dass die Struktur als Element im Finite-Elemente-Code direkt verfügbar war und über Masse, Geschwindigkeit,

Oberflächenstruktur, Ausdehnung und Bewegungsrichtung definiert wurde. Beispielfähig wurde auch die Darstellung des Impactors als „rigid body“ (starrer Körper) getestet. In diesem Fall wurden ein Finite-Elemente-Modell des Impactors erstellt und wiederum Masse, Geschwindigkeit und Bewegungsrichtung vorgegeben. Beide Möglichkeiten erlaubten die Eingabe der Masse- und Geschwindigkeitsdaten aus den dynamischen Versuchen. Bei experimentellen Materialuntersuchungen werden Schädigungen im Allgemeinen auch dadurch eingeleitet, dass sowohl Werkstoff bzw. Probe als auch deren Positionierung im Prüfraum nicht völlig ideal sind. Mögliche Abweichungen vom Idealzustand der Simulation sind in Crashuntersuchungen:

- Inhomogenitäten im Werkstoff
- Fehler beim Ausrichten der Halbschalen vor dem Verkleben
- Ungleichmäßige Probenlänge
- Unregelmäßige Triggerung
- Ungenaue Positionierung im Prüfraum (Schrägstellung).

Die genannten Punkte führen bereits bei winzigen Abweichungen vom Idealzustand zu Spannungskonzentrationen während der Crashprüfung und leiten so den progressiven Crash einer Struktur ein. Bei exakter Modellierung der Probengeometrien für die Berechnungen hätte eine ideale Struktur vorgelegen, d.h. Spannungskonzentrationen wären nicht aufgetreten. Dies hätte zu unrealistischen Versagensbildern führen können. Mit zwei Varianten konnte Abhilfe geschaffen werden:

- Berücksichtigung von Imperfektionen per sogenanntes „shaking“, die Knotenkoordinaten werden mit einem Zusatztool (Zufallsgenerator) um fünf Tausendstel Millimeter aus ihrer ursprünglichen Lage verschoben.
- Schrägstellung der starren Wand um ein Zehntel Grad.

Beide Varianten leiteten die entscheidenden Vorgänge zur Initiierung eines progressiven Crash realitätsgetreu ein, d.h. sie beeinflussten nicht den eigentlichen Schädigungsprozess und somit nicht die Ergebnisse. Bei den im Folgenden beschriebenen Simulationsrechnungen wurde der Impactor schräg gestellt.

Zur Darstellung der Klebeverbindungen im Flanschbereich (Rechteckrohr mit Flansch) bzw. im Seitenbereich (Rechteckrohr) boten sich folgende Modellierungstechniken an:

- Kontaktalgorithmus (definierte Zug- und Schubfestigkeit)
- Volumenelemente
- Vernachlässigung der Klebeverbindung (Modellierung der verklebten Fügepartner durch ein Schalenelement).

Die ersten beiden Varianten benötigen aber erheblich mehr Rechenzeit. Aus diesem Grund sind sie für die geplante Berechnung von größeren Fahrzeugstrukturen wegen der noch nicht verfügbaren Rechnerleistung heute nicht anwendbar und wurden deshalb nicht weiter verfolgt.

Im Rahmen der Berechnung von Crashstrukturen wurde auf die aus Kapitel 3 bekannten Rechteckgeometrien mit und ohne Flansch zurückgegriffen. Die mit Schalenelementen vernetzten Bauteile sind in Bild 5.16 und Bild 5.17 dargestellt.

Tabelle 5.9: Finite-Elemente-Modell der Probengeometrien

Modell	Knoten	Schalenelemente	eingespannte Knoten
Rechteckrohr ohne Flansch	2207	2166	38
Rechteckrohr mit Flansch	3828	3762	82

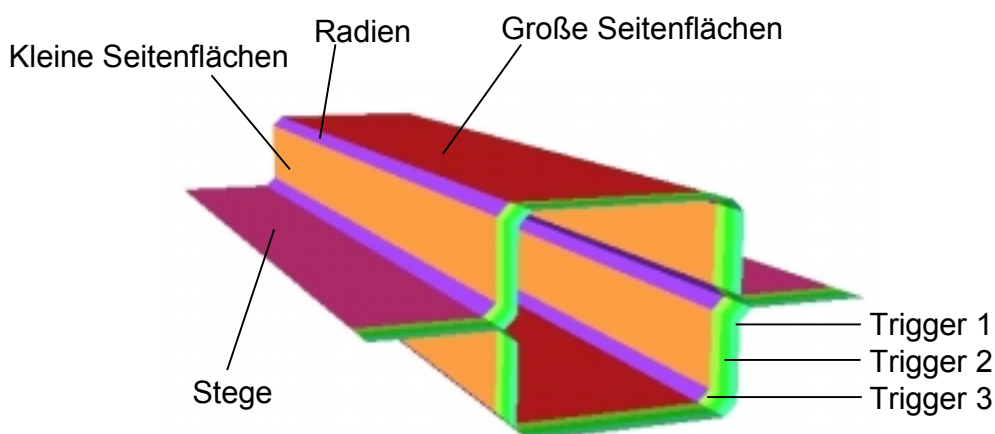


Bild 5.16: Finite-Elemente-Modell – Rechteckrohr mit Flansch

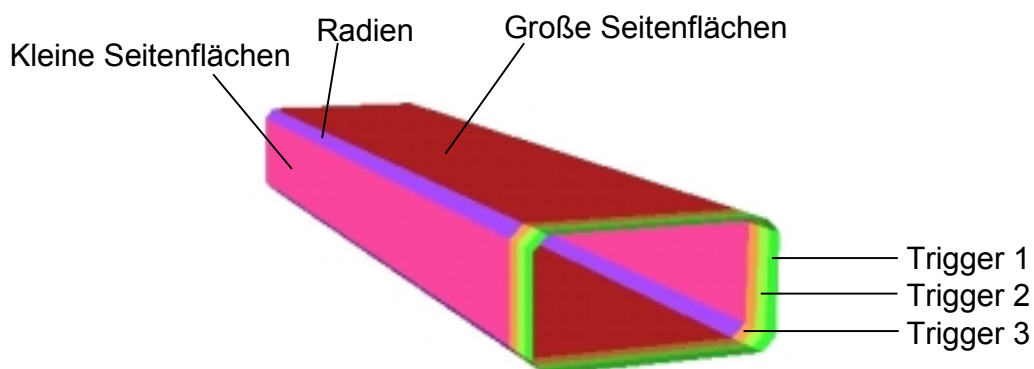


Bild 5.17: Finite-Elemente-Modell – Rechteckrohr

Die Radien der Proben (siehe Kapitel 4) waren wegen der für große Strukturen anwendbaren Vernetzung mit Elementen der minimalen Kantenlänge von 3 mm stark abstrahiert. Ansonsten diente die Darstellung der verschiedenen Materialbereiche auch der Möglichkeit, absorbierte Energiebeträge den verschiedenen Bereichen zuzuordnen.

5.4.2 Simulationsergebnisse

Im Folgenden werden die Simulationsergebnisse der SMC-Crashprofile dargestellt. Zur Auswertung dient dabei die Kraft-Deformations-Kurve. Die ermittelten Kennwerte werden anschließend in Tabellen bzw. Diagrammen mit experimentellen Ergebnissen verglichen.

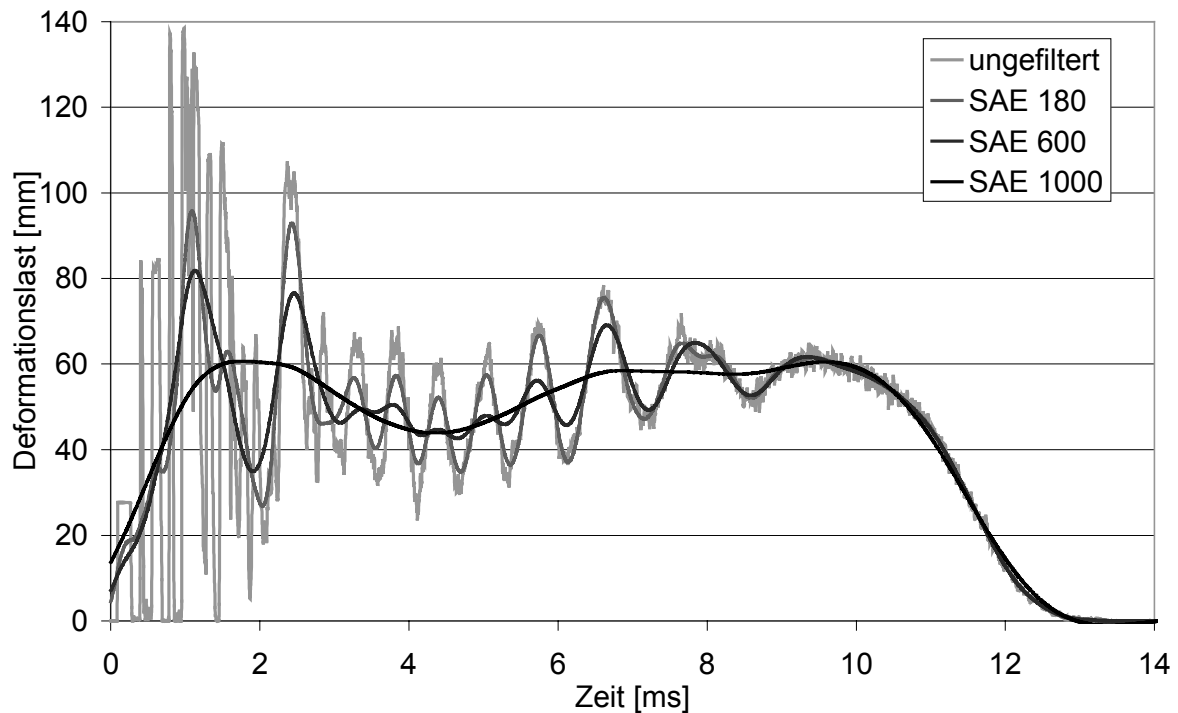


Bild 5.18: Kraft-Zeit-Kennlinien aus Simulationsrechnungen in unterschiedlichen Filterstufen

Wie die Darstellung zeigt, sind in den simulierten Reaktionskräften starke Schwankungen vorhanden. Dieser Kraftverlauf verdeutlicht die typischen Einflüsse der Elementierung. Das oszillierende Signal ließ sich direkt auf die Elementkantenlängen übertragen. Wegen der regelmäßigen Vernetzung wurden die Elementreihen nacheinander vom Impactor getroffen (Kraftpeak) und elastisch gestaucht. Das Material zerbröselte, Elemente wurden aus numerischen Gründen gelöscht (Elementkantenlänge) und das Kraftsignal sank folglich ab. Kurze Zeit später traf der Impactor er-

neut auf eine Elementreihe, das Kraftsignal zeigte einen neuen Spitzenwert. Dieser Ablauf wiederholte sich während des gesamten Crashes.

Das obige Bild verdeutlicht auch, welchen Einfluss die Filterung der Simulationsdaten auf den optischen Eindruck des Ergebnisses hat. Mit stärker werdender Filterung werden die Kraftverläufe wesentlich homogener, die simulationstechnisch bedingten Elementierungseinflüsse sind nicht mehr erkennbar.

Prinzipiell gliedert sich der Vergleich von Ergebnissen aus Experiment und Simulation einerseits in die Bewertung der Abweichung von Kenndaten, die in der Simulation erreicht wurden und andererseits in die subjektive Beurteilung der Übereinstimmung des optischen Deformationsverhaltens der Probe in Experiment und Simulation. Als vergleichbare Kennwerte ergeben sich:

- Crashmittellast
- Crashpeaklast (eingeschränkte Aussagefähigkeit)

Die genannte optische Übereinstimmung zielt auf die möglichst originalgetreue Abbildung des typischen Versagens- und Deformationsablaufes ab. Hierbei ist das Simulationsergebnis basierend auf bestehenden Einschränkungen (Modellierung durch Schalenelemente, einlagig) mit dem experimentellen Ergebnis zu vergleichen. Dazu dienen die folgenden Parameter:

- zerstörte Materialbereiche
- Materialfluss (Stege, Flächen, Radien)
- Aufreißen an den Kanten.

In den folgenden Darstellungen werden Ergebnisse aus Experiment und Simulation einander gegenüber gestellt. Dazu werden fotografische Aufnahmen aus Hochgeschwindigkeitsfilmen mit den zeitgleichen Plots aus den Simulationsrechnungen verglichen. Die Kraft-Deformations-Kennlinien werden gegenüber gestellt und die Kennwerte tabellarisch zusammengefasst. Die folgende Tabelle beinhaltet die Eingabewerte für die Simulation der verschiedenen SMC-Typen.

Tabelle 5.10: Eingabeparameter für die Crashsimulation der verschiedenen SMC-Typen

Eigen- schaft	Einheit	SMC	SMC	SMC	SMC	SMC	SMC	Rec	Flex	L
		1	2	3	4	5	6			
ρ	kg/dm ³	1,79	1,80	1,90	1,93	1,67	1,93	1,7	1,9	1,3
E_t	GPa	12,1	13,3	11,6	14,9	9,12	16,0	11	9	10
σ_{tb}	MPa	121	144	79,7	144	50,8	165	135	70	35
E_c	GPa	11,2	12,8	10,1	12,4	9,38	13,5	12,7	7,9	9*
σ_{cb}	MPa	223	215	179	188	153	216	251	145	140*
G	GPa	4,79	4,65	4,09	5,42	3,72	5,67	6*	5*	5*
τ_s	MPa	118	129	95,0	132	73,1	152	150*	100*	100*
TFAIL	-	0,7	0,7	0,7	0,7	0,7	0,7	0,7*	0,7*	0,7*
SOFT	-	0,9	0,9	0,9	0,9	0,9	0,9	0,9*	0,9*	0,9*
E_c/E_t	-	0,93	0,96	0,87	0,83	1,03	0,84	0,9*	0,9*	0,9*
σ -Faktor	-	0,67	0,7	0,85	0,85	0,82	0,75	0,85*	0,85*	0,85*

* geschätzte Werte

Tabelle 5.11: Vergleich Experiment und Simulation – Rechteckrohr mit Flansch

SMC	Mittellast [kN]		Peaklast [kN]	
	Simulation	Experiment	Simulation	Experiment
SMC1	43,9	41,5	73,6	59,3
SMC2	50,2	49,3	79,5	75,2
SMC3	48,2	41,8	77,6	68,3
SMC4	52,7	53,8	61,4	79,4
SMC5	30,3	33,4	49,6	56,3
SMC6	55,6	51,6	76,8	75,9
Flex	36	38,3	49,1	50,9
L	28,1	26,1	40,2	36,5
Rec	49,6	45,5	78,5	55,3

Tabelle 5.12: Vergleich Experiment und Simulation – Rechteckrohr

SMC	Mittellast [kN]		Peaklast [kN]	
	Simulation	Experiment	Simulation	Experiment
SMC1	32,9	26,6	44,3	31,7
SMC2	36,9	28,1	47,5	34,8
SMC3	27,0	23,3	37,5	30,8
SMC4	30,9	31,6	43,9	39,9
SMC5	24,3	21,3	29,1	26,1
SMC6	36,7	26,7	49,6	32,9

Obige Tabellen enthalten die charakteristische Größe der Crashmittellast. Zur besseren Veranschaulichung zeigt das folgende Säulendiagramm die Kennwerte von SMC4 im Vergleich.

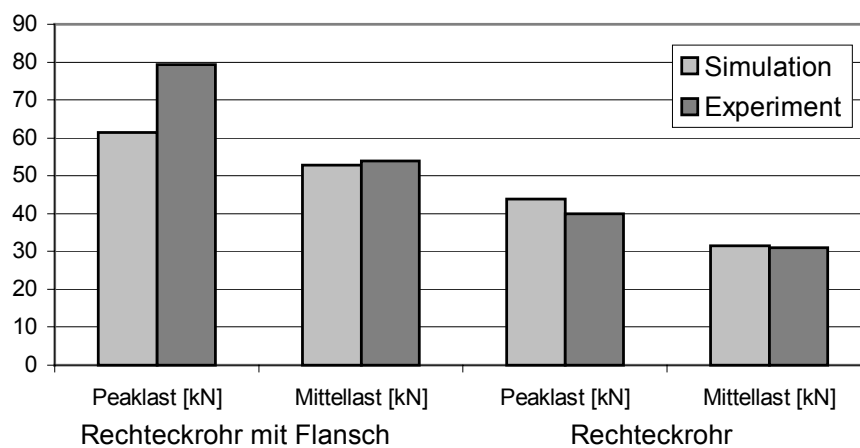


Bild 5.19: Vergleich von Experiment und Simulation von SMC4

Dabei wird die gute Übereinstimmung zwischen Ergebnissen aus Experiment und Simulation deutlich. Abweichungen ergeben sich insbesondere bei der Peaklast, die jedoch auch sehr stark von der Datenfilterung abhängt.

Die folgenden Diagramme zeigen die Versagenskennlinien verschiedener Proben im Vergleich mit den Simulationsdaten, die zur Verdeutlichung des Filtereinflusses in verschiedenen Varianten abgebildet sind.

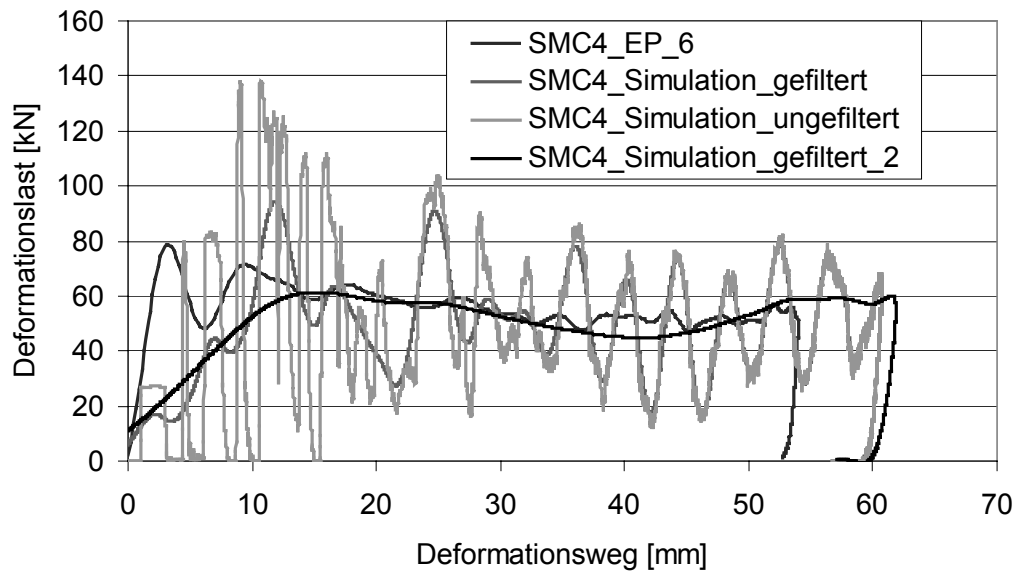


Bild 5.20: Deformationskennlinien aus Experiment und Simulation von SMC4

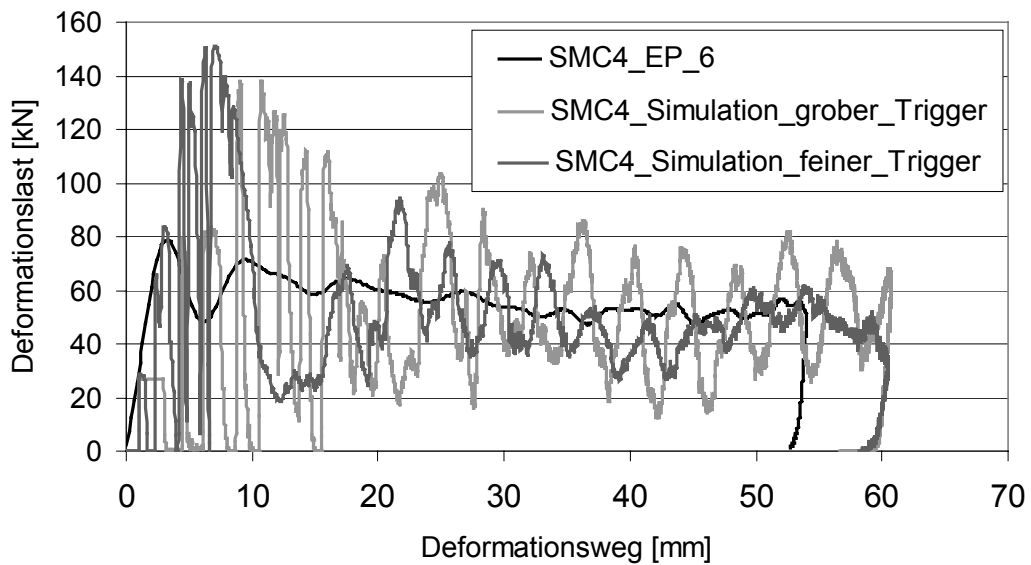


Bild 5.21: Vergleich der Deformationskennlinien bei grober und feiner Triggermodellierung

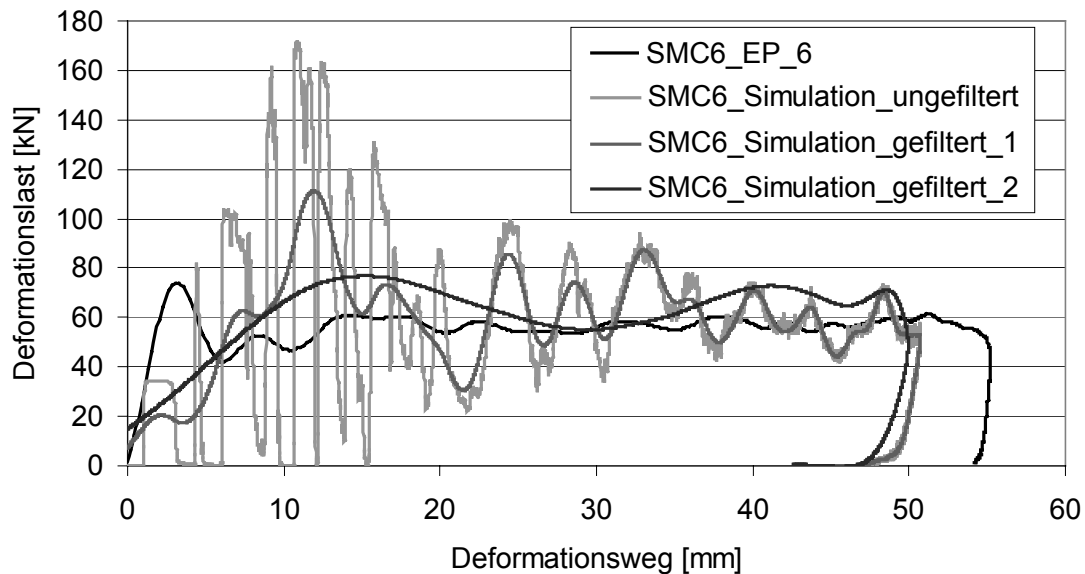


Bild 5.22: Deformationskennlinien aus Experiment und Simulation von SMC6

Aus den dargestellten Deformationskennlinien wird deutlich, dass ungefilterte Simulationsergebnisse sehr starke Elementierungseinflüsse zeigen. Durch entsprechende Datenaufbereitung – die auch bei experimentellen Untersuchungen durchgeführt wird – zeigen sich wesentlich homogenere Kraftverläufe, die dann sehr gut mit der experimentellen Charakteristik übereinstimmen. Der weitere Vergleich zwischen Experiment und Simulation erfolgt über die Betrachtung des Deformationsverhaltens.

In der Darstellung der Crashsequenz wurde die simulierte Struktur leicht gedreht, um das Deformationsverhalten besser zu verdeutlichen. Nach Einleitung des progressiven Crashes durch Zerstörung des Triggers erfolgt ein stetiges Umwälzen des Probenmaterials.

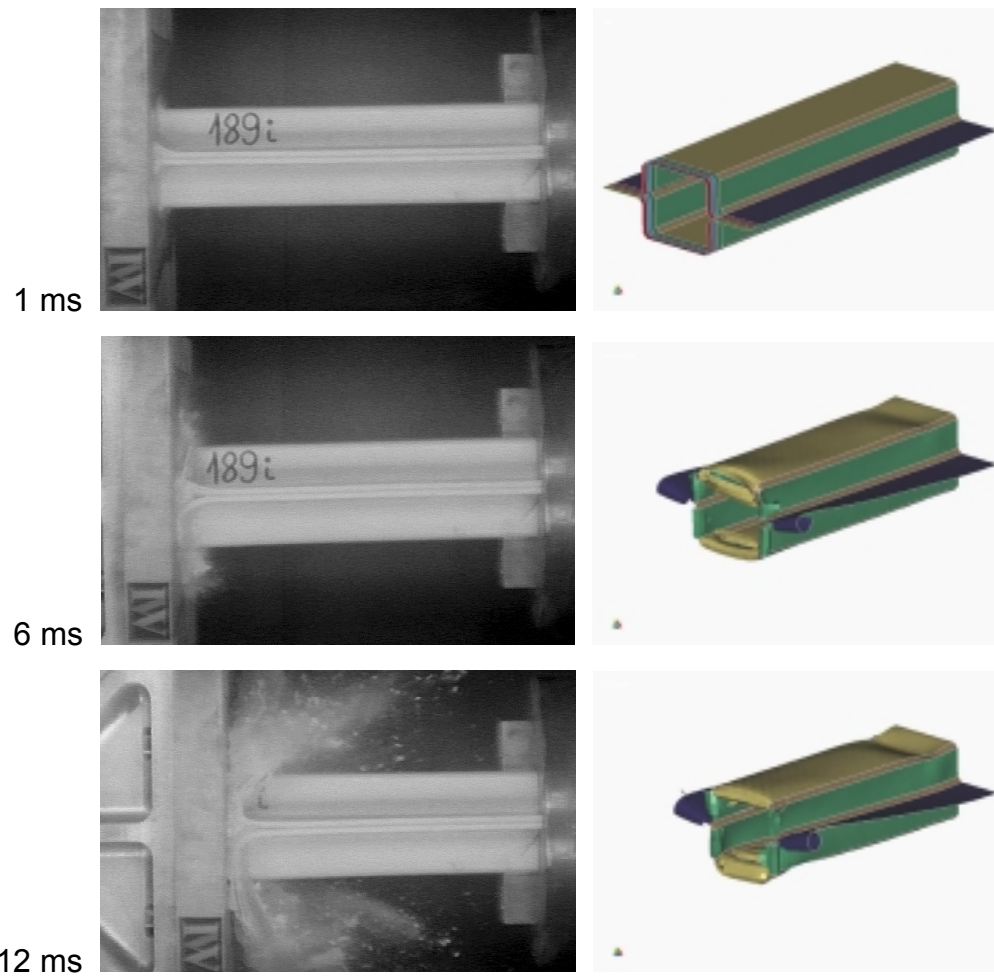


Bild 5.23: Crashsequenz aus Experiment und Simulation von SMC4 – Rechteckrohr mit Flansch

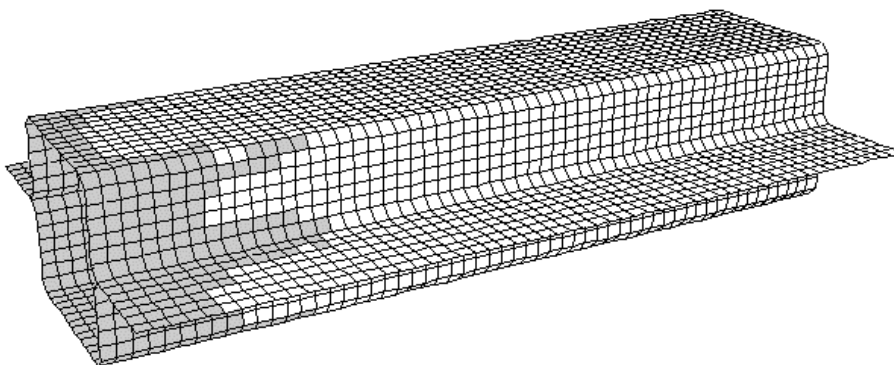


Bild 5.24: Zerstörte Probenbereiche von SMC4 – Rechteckrohr mit Flansch

In diesem Bild zeigt sich deutlich das FVK-typische Verhalten von SMC. Versagen liegt insbesondere an den Radien vor. Dort wird der Werkstoff optimal ausgenutzt,

wobei ebene Flächen eher ineffektiv sind. Die Energiebeträge, die in den verschiedenen Probenbereichen absorbiert werden, zeigt das folgende Diagramm:

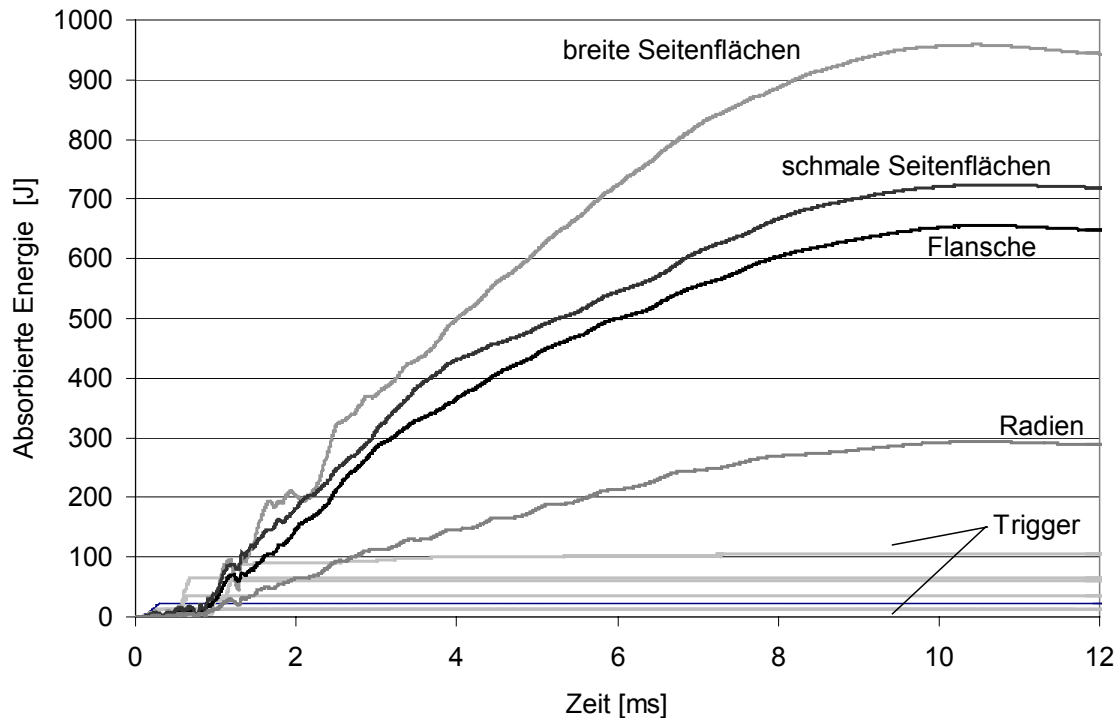


Bild 5.25: Absorbierte Energie in den Materialbereichen von SMC4 – Rechteckrohr mit Flansch

Hier ist deutlich erkennbar, dass im Triggerbereich nur während der ersten Millisekunde Energie absorbiert wurde. Dann hatte der Crashvorgang diesen Probenbereich passiert. Dort war der Werkstoff fragmentiert und am weiteren Crash unbeteiligt. Ersichtlich wurde auch, dass die Radienbereiche, die einen eher kleinen Teil der Struktur ausmachten, stark an der Energieabsorption beteiligt waren. Hier wurde der Werkstoff optimal ausgenutzt (fast vollständige Materialzerstörung). Sichtbar wurde dies im Finite-Elemente-Plot, der die versagten Elementbereiche darstellt. Hier waren in erster Linie die Radienbereiche, die Kanten der Proben, stark geschädigt. Analog zum Rechteckrohr mit Flansch zeigen sich beispielhaft für die Rechteckrohrprobe aus SMC4 die folgenden Ergebnisse.

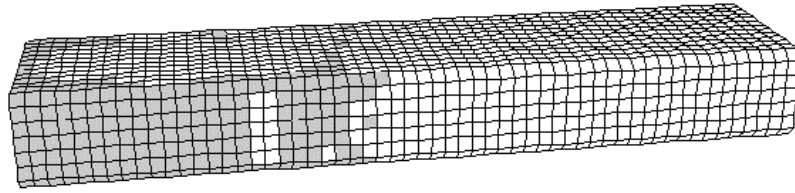


Bild 5.26: Zerstörte Probenbereiche von SMC4 – Rechteckrohr

Auch hier sind wiederum die Radienbereiche sehr effektiv an der Energieabsorption beteiligt, sie sind komplett zerstört. Ebenso die schmalen Seitenflächen. Die breiten Seitenflächen könnten effektiver zur Energieabsorption genutzt werden.

Die verschiedenen SMC-Materialien, die in dieser Arbeit untersucht wurden, unterscheiden sich hinsichtlich der absorbierten Crashenergie, die von der Materialzusammensetzung bestimmt wird. Das globale Crash- und Deformationsverhalten stimmt aber überein. Darstellungen sowohl aus den Hochgeschwindigkeitsfilmen der Crashversuche als auch aus der Simulation zeigen gleiche Ergebnisse.

Wie gezeigt wurde, kann eine gute Übereinstimmung zwischen den Ergebnissen aus Experiment und Simulation erreicht werden. Beim Rechteckrohr mit Flansch lag die Abweichung der Crashmittellast in der Simulation bei maximal 10 %. Bei der Peaklast – wie schon erwähnt auch im Experiment nicht eindeutig ermittelbar – lag die Abweichung bei bis zu 20%. Beim Rechteckrohr ohne Flansch lagen bei beiden Kennwerten Abweichungen von bis zu 20 % vor.

Die optische Darstellung kann – basierend auf der Modellierung – nicht alle Aspekte der experimentellen Ergebnisse abdecken. Das Aufspalten der ebenen Flächen und das beidseitige Abfließen des Materials können mit der einschaligen Modellierung nicht dargestellt werden. Allerdings wird das seitliche Abfließen des Materials (einseitig) sehr gut verdeutlicht. Vorteilhaft wirkt sich beim SMC aus, dass der Werkstoff auch in der Realität sehr lokales Versagen an der Crashfront zeigt. Im Gegensatz zu den wesentlich steiferen CFK bildet sich keine großflächige Vorschädigungszone aus.

6 Validierung des Materialmodells an einem SMC-Längsträger

Die bisher durchgeführten Arbeiten zielten auf die Untersuchung der crashtechnischen Eignung von SMC-Bauteilen. Deren Potential, das mit Stählen vergleichbar ist, wurde in experimentellen Untersuchungen nachgewiesen. Basierend auf den Werkstoffuntersuchungen wurde ein Modell zur Beschreibung des Crashverhaltens dieser Strukturen in der Simulation dargestellt und anhand einfacher Strukturen validiert. Im Rahmen dieses Kapitels soll nun das Materialmodell anhand der Simulation einer neuen Struktur getestet werden.

Gegenstand der Untersuchung ist eine axial ausgerichtete, rohrförmige Struktur, die durch einen Impactor belastet wird. Wegen der Geometrie der Struktur ist eine Anwendung als Längsträger im Gegensatz zu den bisher eher Crashbox-ähnlichen Strukturen denkbar. Als Anforderung gilt auch hier ein progressives Crashverhalten. Das Kraftniveau wurde auf 65 bis 95 kN festgelegt. Das Bauteil hat eine Crashlänge von 460 mm, die Breite beträgt 65 mm. Die Höhe erweitert sich von 115 mm vorne auf 205 mm. Die Wandstärke liegt konstant bei 4 mm. Bild 6.1 zeigt eine Darstellung des Bauteiles.

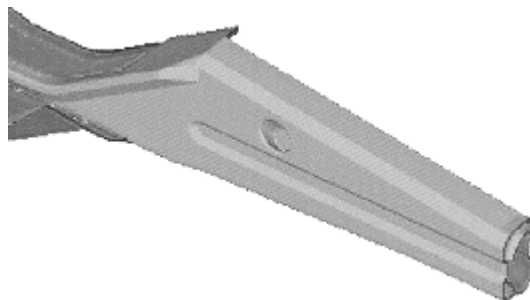


Bild 6.1: SMC-Längsträger [123]

Das gefertigte Bauteil wurde für die Energieabsorptionsuntersuchungen zusätzlich um ein Crashboxelement verlängert. Dabei handelte es sich um einen BMC-Kegelstumpf, welcher der Struktur vorne aufgesetzt wurde. Die Längsträgerstruktur war aus HMC von DSM hergestellt, entsprechend der Nomenklatur des Crashprobenmaterials also aus SMC4.

Wie schon bei den vorigen Crashprofilen, handelte es sich um zwei verklebte Halbschalen. Eine zusätzliche Abstützung wurde beim Längsträger durch eine integrierte Querverbindung zwischen den Halbschalen erreicht. Bei etwa 2/3 der Länge wurde in jeder Halbschale ein Kegelstumpf ausgeformt. Deren Kopfflächen trafen sich im Längsträger und waren dort wiederum verklebt.

Folgende Fotografien dokumentieren den Crashversuch:

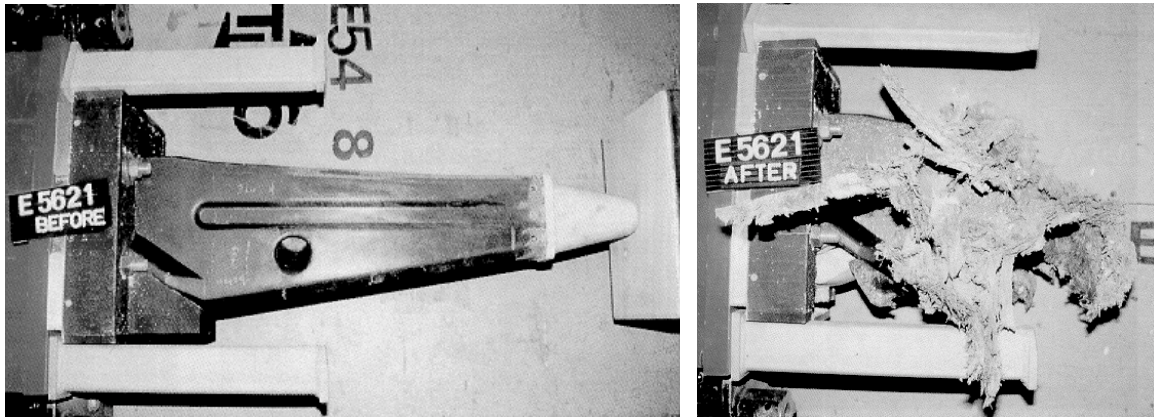


Bild 6.2: Crashverlauf des SMC-Längsträgers beim dynamischen Versuch[123]

Bild 6.4 zeigt den Kraft-Weg-Verlauf während der Prüfung der Längsträgerstruktur. Die Deformation stellte bis etwa 125 mm den progressiven Crash des BMC-Kegelstumpfes dar. Dieser hatte an seiner Stirnseite einen kreisrunden Querschnitt, der zum Längsträger hin oval wurde. Die Ausdehnungen des ovalen Querschnitts entsprachen den Kantenlängen des rechteckigen Querschnitts der Längsträgerfront.

Durch die Kegelform wurde der sukzessive Crashlastanstieg auf bis zu 35 kN verursacht. Die hohen Kraftwerte resultierten aus dem fast kreisförmigen Querschnitt an der Kopfseite des Kegelstumpfes. Im weiteren Crashverlauf sank die Versagenslast trotz wachsenden Querschnitts leicht ab. Dies wurde durch die zunehmend ebenen Seitenflächen des Kegels (lange Seiten des Ovals), die typischerweise geringere Absorptionskennwerte aufwiesen, verursacht. Ein stärkerer Kraftabfall erfolgte beim Übergang vom Kegel zur eigentlichen Längsträgerstruktur. Durch größere Bruchstücke im Bereich des Übergangs der Strukturen mit gleichzeitigem Versagen der Klebeverbindung trat der starke Kraftabfall ein. Anschließend erfolgte ein steiler Kraftanstieg (ab ca. 125 mm Deformationsweg), als die Längsträger-ähnliche Struktur zur Energieabsorption herangezogen wurde. Das dann erreichte höhere Kraftniveau war auf die größere Querschnittsfläche gegenüber dem Kegel zurückzuführen. Nach Einleitung des progressiven Crashes wurde bei 150 mm Deformation eine Kraft von 65 kN erreicht. Diese stieg entsprechend der Konusform der Struktur stetig auf 95 kN bei 375 mm an.

Im Folgenden findet sich die Beschreibung der Simulationsrechnung, die mit der beschriebenen Struktur durchgeführt wurde. Entsprechend Kapitel 6 wurden auch hier bestimmte Randbedingungen für die Simulationsrechnungen beachtet:

- Elementkantenlänge

- Vernachlässigung der Klebeverbindung

Das Finite-Elemente-Modell wird in Bild 6.3 gezeigt. Es wurde aus 5993 Elementen entsprechend den bestehenden Erfahrungen aufgebaut. Wird die Vernetzung mit kleineren Elementen durchgeführt, wirkt sich dies in einem homogeneren Kraftverlauf aus. Die Belastung erfolgt durch eine starre Wand die nicht extra modelliert werden muss, sondern als Tool im Finite-Elemente-Programm zur Verfügung steht. Als Impactordaten wurden entsprechend dem Versuch eine Masse von 365 kg und eine Geschwindigkeit von 12,5 m/s angesetzt. An der dem Impactor abgewandten Seite der Struktur waren zur Fixierung alle Randknoten in ihren Translationsfreiheitsgraden gesperrt. Als Eingabekennwerte wurde analog zu den SMC-Rechteckrohren der Parametersatz des eingesetzten SMC4 (Tabelle 5.10) genutzt. Die nächsten Bilder zeigen die deformierte Struktur während des berechneten Crashverlaufs.



Bild 6.3: Crashsequenz aus der Simulationsrechnung

Zur Beurteilung der Qualität der Simulationsergebnisse ist es von Bedeutung, die globalen Crashkenngrößen zu vergleichen. Bild 6.4 zeigt die Kraft-Weg-Kennlinien aus Experiment und Simulation.

Wie das Diagramm verdeutlicht, wurde in der Simulationsrechnung der stetige Kraftanstieg über dem Deformationsweg realistisch wiedergegeben. Die Simulationsrechnung stellte nur den Crashverlauf des Längsträgers dar. Im Gegensatz dazu enthält die experimentelle Kurve auch die Zerstörung der vorgeschalteten Kegelstruktur. Das Zusammenwirken beider Elemente bewirkte einen homogeneren Kraftanstieg ohne Peakwirkung. In der Simulation wurde die ungetriggerte Längsträgerstruktur durch die „rigid wall“ belastet, was zu einem merklichen Kraftpeak führte. Allerdings stellte die Simulation sowohl Versagensverhalten als auch Kraftverlauf im Mittel sehr gut dar.

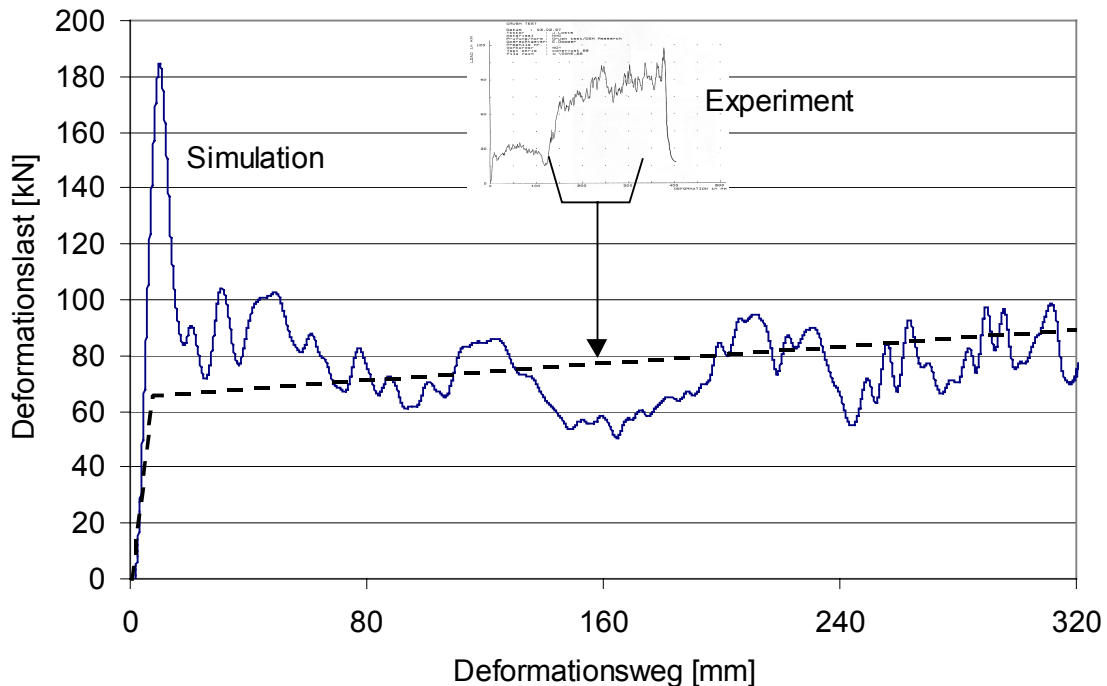


Bild 6.4: Deformationskennlinien aus Experiment und Simulation

Basierend auf den gezeigten Ergebnissen könnte nun eine Optimierung der Längsträgerstruktur durchgeführt werden. Dabei sind folgende Ziele denkbar: Erhöhung der Energieabsorption, Erhöhung der spezifischen Energieabsorption (Geometrieoptimierung) und Reduzierung des Gewichts. Zur Optimierung des Crashverhaltens der Längsträgerstruktur ergeben sich folgende Möglichkeiten:

- Integration von Sicken und Rippen
- Optimierung des Übergangs zwischen Konus und Längsträger
- Optimierung der Querverbindung
- Reduzierung der ebenen Flächen
- Darstellung runder Geometrien
- Stärkere Materialumlenkung durch Krafteinleitungselemente
- Vermeidung von Blockbildung im Innern des Längsträgers
- Vertiefung der vorhandenen Sicken
- Integration des Kegels in die Reststruktur (einteilig).

Die genannten Optimierungsmöglichkeiten beziehen sich direkt auf den vorgegebenen geometrischen Lösungsansatz. Bei der Auslegung neuer Strukturen sollten die Aspekte direkt in die Entwicklung einfließen und sind deshalb im folgenden Kapitel nochmals zusammengestellt.

7 Entwicklung von Konstruktionsrichtlinien für crashoptimierte SMC-Bauteile

Die durchgeführten Untersuchungen haben gezeigt, dass Sheet-Moulding-Compound wegen seiner guten Energieabsorptionskennwerte zunehmend in der Automobilindustrie zur Anwendung kommen kann. Bei den gezeigten Beispielbauteilen handelte es sich im Gegensatz zu den derzeit realisierten Anwendungen (siehe Kapitel 2) um crashtechnisch ausgelegte Strukturen. Bisher realisierte Bauteile basieren hingegen auf den produktionstechnischen Vorteilen, die SMC bei bestimmten Stückzahlbereichen gegenüber Stahl bietet.

Somit ergaben sich aus den durchgeführten Studien zwei Aspekte, die sich zukünftig auf die Anwendung von SMC im Pkw-Sektor auswirken könnten:

- Nutzung von SMC als Werkstoff für crashrelevante Strukturbauteile
- Optimierung der derzeit angewandten Anbauteile hinsichtlich ihrer Crasheignung.

Um diese Ziele zu erreichen, müssen aber einerseits gewisse Richtlinien beachtet werden, andererseits können durch geeignete und optimierte Konstruktionen weitere Vorteile erzielt werden.

Richtlinien zur Konstruktion crashtechnisch geeigneter SMC-Bauteile:

- Darstellung rohrförmiger Strukturen
- Ausrichtung der Strukturen in den Hauptcrashrichtungen
- Abstützung der Strukturen für Schrägaufprall
- Sicherung der Crashstrukturen gegen Ausknicken (freie Länge, Wandstärke)
- Nutzung crashtauglicher Klebeverbindungen
- Orientierung der Klebnaht zur Vermeidung der o.a. Keilwirkung
- Verstärkung flächiger Strukturen durch Profile mit Orientierung in Crashrichtung
- Integration von Sicken in Crashrichtung
- Gezielte Einleitung der Energieabsorptionsvorgänge (progressives Crushing)
- Triggerung der Struktur zur Reduzierung von Peaklasten

Optimierungsaspekte:

- Schaffen von „Ecken und Kanten“, da durch Reißen der Fasern hohe Energiebeiträge dissipiert werden
- Realisierung runder Querschnitte (unendlich viele Kanten)

- Orientierung der Klebnaht so, dass Keilwirkung vermieden wird
- Krafteinleitungsmechanismen
- Optimierung der Materialrezeptur für Crashbelange (Fasergehalt)
- Zielgerichtete Verstärkung durch gerichtete Endlosfasern
- Crashlaststeuerung durch Wandstärkenprofil über der Crashlänge
- Gezielte Orientierung der Fasern beim Pressvorgang.

Die genannten Aspekte können nach intensiven Parameterstudien bzw. konstruktiver Abstimmung zur Verbesserung des Anwendungspotentials von SMC-Strukturen beitragen. Zum Beispiel werden in [124] sehr hohe Energieabsorptionskennwerte für SMC-Rohre genannt. Diese Strukturen wiesen keine Klebnaht auf. Sie waren monolithisch hergestellt. Beim progressiven Crash wurde der Werkstoff - und somit insbesondere die Fasern - gezwungen an vielen Stellen zu reißen. Nachteil einer solchen Struktur ist dann allerdings, dass - zur im Pkw-Bau notwendigen Anbindung weiterer Bauteile - kein Flanschbereich zur Verfügung steht und deshalb die Crashstruktur im Prinzip geschwächt werden muss, um Teile anzubinden.

Im folgenden Bild werden beispielhaft an der Mercedes-Benz A-Klasse die Rohbau- bzw. Karosseriekomponenten benannt, bei denen eine Herstellung aus SMC denkbar ist oder wo dies derzeit von verschiedenen Automobilherstellern bei anderen Modellen schon durchgeführt wird.

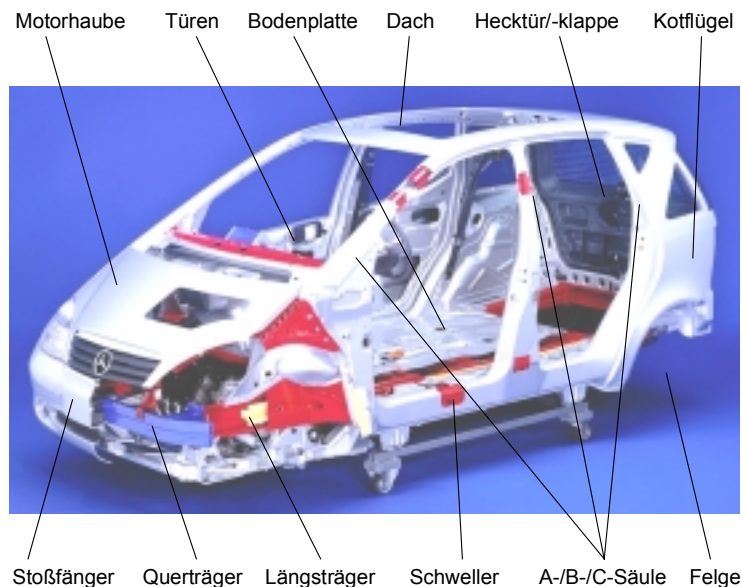


Bild 7.1: Mögliche SMC-Bauteile für Pkw, beispielhaft benannt an der Mercedes-Benz A-Klasse

Unter Beachtung der genannten Aspekte können viele Elemente einer heutigen Pkw-Struktur aus SMC hergestellt werden. Hinsichtlich der Crasheigenschaften ergeben sich bei geeigneter Konstruktion dabei keine Nachteile, wobei sicherlich bei stark biegebelasteten Bauteilen (Schweller, A-, B-, C-Säule) die Vorteile duktiler Werkstoffe konstruktiv oder durch eine spezielle Faser-Matrix-Architektur ausgeglichen werden müssen. Mögliche Vorgehensweisen wurden schon in dem geförderten Projekt MOSAIC dargestellt. Der dabei entwickelte SMC-Vorbau für einen Renault Clio ließe sich auch auf eine gesamte Fahrzeugstruktur erweitern. Solche neue Fahrzeugstrukturen müssten allerdings während ihrer Lebenszeit bzgl. neuer Verschleiß- bzw. Alterungsvorgänge untersucht werden. Wie bisherige Anwendungen von SMC bewiesen (siehe Kapitel 2), stellten Umwelteinflüsse kein Problem dar, weil SMC korrosionsbeständig ist. Untersuchungen zeigten auch, dass durch Alterung nur unwesentliche Einbußen in den mechanischen Eigenschaften erfolgen [34]. Eigene Untersuchungen belegten, dass Temperaturschwankungen im fahrzeugtechnisch relevanten Bereich geringe Auswirkungen auf die Crasheigenschaften bewirken. Um SMC für Gesamtstrukturen optimal nutzen zu können, ist es wichtig, die Verbindungstechnik der Einzelteile weiter zu optimieren. Optimale Verbindungstechnik bleibt dabei sicher das Kleben. Für Crashelemente wurde die Eignung der Klebtechnik nachgewiesen. Zum Aufbau großer Strukturen bietet sich als Unterstützung von Verklebungen die Anwendung von Inlays bzw. Verschraubungen, deren Anwendbarkeit bei SMC seit vielen Jahren erprobt ist.

8 Zusammenfassung und Ausblick

Im Rahmen dieser Arbeit wurden typische Fragen untersucht, die sich bei der Nutzung von SMC als Werkstoff für Strukturbauteile ergeben. Insbesondere das Crashverhalten von SMC-Profilen stand im Blickpunkt. So zeigten Rechteckrohre (mit und ohne Flansch) mit fast 30 kJ/kg sehr gute Energieabsorptionseigenschaften, die somit die Kennwerte von Standardstählen übertreffen. Außer den üblichen SMC-Materialien wurden auch neuere Typen wie Leicht-SMC, Recyclat-SMC, flexibles SMC, Naturfaser-SMC und unidirektional verstärktes SMC getestet.

Exemplarisch wurde auch das Verhalten von Crashproben unter Schrägbelastung untersucht. Durch Anpassung des Triggers zeigte die Probe beim 10°-Aufprall noch das SMC-typische Versagen und Lastniveau. Bei extremeren Schrägstellungen könnte kollapsartiges Versagen durch eine Abstützung oder durch eine SMC-Stahl-Verbundbauweise vermieden werden. Klimatisch ungünstige Bedingungen (-30°C, 80°C, Feuchte) zeigten nur einen geringen Einfluss auf die Energieabsorptionskennwerte. Diesbezüglich kann der Werkstoff zweifellos für Strukturbauteile eingesetzt werden. Basierend auf den Erkenntnissen der Crashversuche wurde eine Methode zur Prüfung der Crashtauglichkeit einer Klebeverbindung entwickelt. Das Prüfverfahren wurde anhand quasistatischer Untersuchungen verifiziert und ein erster Übertrag auf dynamische Tests durchgeführt. Die Versuchsergebnisse bestätigen die aus den Crashversuchen bekannten Versagensweisen der Klebstoffe. Die Methode kann zukünftig für Voruntersuchungen genutzt werden.

Aufbauend auf den Crashversuchen wurde die Darstellung des Versagensablaufs in der Crashsimulation mit LS-DYNA untersucht. Zur optimalen Darstellung des SMC-typischen Verhaltens der axial gestauchten Crashproben wurde das vorhandene „Composite Damage Model“ modifiziert. Die erwähnten Rechteckrohrproben können mit Nutzung des neuen Modells sehr gut dargestellt werden. Durch die Simulation eines SMC-Längsträgers wurde die Prognosefähigkeit des Tools verifiziert.

Somit konnten kritische Punkte für die Nutzung von SMC als Werkstoff für Strukturbauteile abgeschwächt bzw. Methoden zur Prüfung der geforderten Eigenschaften geliefert werden. Für zukünftige Entwicklungen müssen die Test- und Simulationenmethoden noch für beliebige FVK und beliebige Lastfälle erweitert werden. Dazu wurden in den entsprechenden Kapiteln verschiedene Vorschläge gemacht, zum Beispiel ein vernetzungsunabhängiger Algorithmus zur Berücksichtigung von Vorschädigungen im FVK. Außerdem müssen die verfügbaren Materialmodelle weiterhin optimiert und FVK-typische Versagensmechanismen integriert werden, um zukünftige Fahrzeuge in FVK-Bauweise zu entwickeln.

9 Anhang

Crashergebnisse Rechteckrohr ohne Flansch SMC1 und SMC2

Probe	v_0	M	l_c	l_0	F_{peak}	F_m	L.U.	E	E_s	Mittelwert E_s
	[m/s]	[g]	[mm]	[mm]	[kN]	[kN]		[kJ]	[kJ/kg]	[kJ/kg]
SMC1_EP_6	5,5	220	113,1	229,8	30,8	25,5	1,21	2,9	26,7	-
SMC1_EP_5	5,5	220	107,7	229,5	32,4	26,2	1,23	2,8	27,4	-
SMC1_EP_4	5,4	230	103,5	229,6	32,3	26,8	1,21	2,8	26,9	27,0
SMC1_EP_3	11,1	225	109,1	229,4	33,7	26,5	1,27	2,9	27,1	-
SMC1_EP_2	11,1	210	109,7	229,4	29,2	26,1	1,12	2,9	28,6	-
SMC1_EP_1	11,2	210	111,7	229,6	31,9	25,8	1,24	2,9	28,2	28,0
SMC2_EP_6	5,4	245	96,2	230,0	32,9	28,9	1,14	2,8	27,2	-
SMC2_EP_5	5,4	245	95,3	229,4	35,7	29,5	1,21	2,8	27,7	-
SMC2_EP_4	5,4	235	92,6	229,7	38,2	30,2	1,27	2,8	29,7	28,2
SMC2_EP_3	11,1	235	98,1	229,8	35,4	29,5	1,20	2,9	29,0	-
SMC2_EP_2	11,1	230	112,0	229,9	32,7	26,0	1,26	2,9	26,0	-
SMC2_EP_1	11,2	230	118,9	229,1	34,0	24,2	1,40	2,9	24,2	26,4

Crashergebnisse Rechteckrohr ohne Flansch SMC5 und SMC6

Probe	v_0	M	l_c	l_0	F_{peak}	F_m	L.U.	E	E_s	Mittelwert E_s
	[m/s]	[g]	[mm]	[mm]	[kN]	[kN]		[kJ]	[kJ/kg]	[kJ/kg]
SMC5_EP_1	5,4	200	125,7	229,4	25,2	21,8	1,16	2,7	25,0	-
SMC5_EP_2	5,4	200	116,3	229,7	27,6	23,7	1,16	2,8	27,2	-
SMC5_EP_3	5,4	195	127,0	228,9	25,0	21,7	1,15	2,8	25,5	25,9
SMC5_EP_4	11,1	195	133,2	228,9	25,0	21,5	1,16	2,9	25,3	-
SMC5_EP_5	11,2	195	140,1	228,8	26,0	20,7	1,26	2,9	24,3	-
SMC5_EP_6	11,2	195	129,4	229,0	25,8	22,3	1,16	2,9	26,2	25,3
SMC6_EP_1	5,5	230	104,2	220,1	32,5	27,2	1,19	2,8	26,1	-
SMC6_EP_2	5,5	235	102,2	219,7	33,9	27,7	1,23	2,8	25,9	-
SMC6_EP_3	5,5	230	113,9	220,3	30,5	24,9	1,23	2,8	23,9	25,3
SMC6_EP_4	11,3	230	110,0	220,0	33,9	26,1	1,30	2,9	25,0	-
SMC6_EP_5	11,1	220	110,6	219,4	32,0	26,3	1,22	2,9	26,3	-
SMC6_EP_6	11,2	230	102,3	220,3	34,8	27,9	1,25	2,9	26,8	26,0

Crashergebnisse Rechteckrohr ohne Flansch SMC3 und SMC4

Probe	v_0	M	l_c	l_0	F_{peak}	F_m	L.U.	E	E_s	Mittelwert E_s
	[m/s]	[g]	[mm]	[mm]	[kN]	[kN]		[kJ]	[kJ/kg]	[kJ/kg]
SMC3_EP_2	10,6	234	112,3	229,9	30,4	22,5	1,35	2,5	22,1	-
SMC3_EP_1	10,5	230	113,3	229,1	30,9	22,4	1,38	2,5	22,3	-
SMC3_EP_3	10,7	238	102,6	229,3	31,1	25,0	1,24	2,6	24,1	22,8
SMC4_EP_3	11,7	253	94,8	229,6	41,3	34,0	1,22	3,2	31,0	-
SMC4_EP_2	11,8	254	101,8	229,7	39,7	31,1	1,28	3,2	28,2	-
SMC4_EP_1	11,9	253	108,0	229,2	38,7	29,6	1,31	3,2	26,9	28,7

Crashergebnisse Rechteckrohr mit Flansch SMC1 und SMC2

Probe	v_0	M	l_c	l_0	F_{peak}	F_m	L.U.	E	E_s	Mittelwert E_s
	[m/s]	[g]	[mm]	[mm]	[kN]	[kN]		[kJ]	[kJ/kg]	[kJ/kg]
SMC1_EP_7	11,2	370	66,1	230,6	53,4	43,8	1,22	2,9	25,0	-
SMC1_EP_9	11,1	365	71,8	230,2	47,6	39,5	1,21	2,9	22,3	-
SMC1_EP_8	11,1	340	78,5	290,0	45,2	36,1	1,25	2,9	29,0	-
SMC1_EP_10	11,2	340	75,8	290,2	45,9	37,8	1,21	2,9	30,6	26,7
SMC1_PUR_7	11,3	397	70,6	230,0	79,2	43,3	1,83	3,1	25,3	-
SMC1_PUR_9	6,7	398	25,1	230,4	69,9	43,1	1,62	1,1	25,3	-
SMC1_PUR_8	11,3	406	65,1	229,5	73,9	47,0	1,57	3,1	26,7	25,8
SMC2_EP_7	11,1	420	57,1	230,6	60,6	50,2	1,21	2,9	27,8	-
SMC2_EP_9	11,1	420	57,0	230,6	59,5	50,4	1,18	2,9	27,9	-
SMC2_EP_8	11,1	410	59,2	229,7	57,1	48,0	1,19	2,9	27,1	-
SMC2_EP_10	11,1	420	57,8	230,3	61,6	49,2	1,25	2,9	27,3	27,5
SMC2_PUR_7	11,5	436	61,0	229,0	76,2	49,6	1,54	3,0	26,2	-
SMC2_PUR_9	11,3	437	59,3	229,1	79,2	52,0	1,52	3,1	27,4	-
SMC2_PUR_8	11,3	421	65,6	229,0	77,3	47,4	1,63	3,1	25,9	26,5

Crashergebnisse Rechteckrohr mit Flansch SMC3 und SMC4

Probe	v_0	M	l_c	l_0	F_{peak}	F_m	L.U.	E	E_s	Mittelwert E_s
	[m/s]	[g]	[mm]	[mm]	[kN]	[kN]		[kJ]	[kJ/kg]	[kJ/kg]
SMC3_EP_4	11,3	393	67,4	230,5	67,8	45,7	1,48	3,1	26,9	-
SMC3_EP_5	11,1	396	71,5	230,3	71,7	41,7	1,72	3,0	24,3	-
SMC3_EP_6	11,3	394	71,0	230,1	69,0	43,4	1,59	3,1	25,5	25,6
SMC3_PUR_5	11,1	389	74,0	230,0	65,4	40,6	1,61	3,0	24,1	-
SMC3_PUR_4	11,3	384	82,1	230,0	61,8	37,1	1,66	3,1	22,3	-
SMC3_PUR_6	11,3	383	79,5	230,0	64,5	38,5	1,68	3,1	23,2	23,2
SMC4_EP_4	11,2	437	59,7	231,0	82,8	50,6	1,64	3,0	26,9	-
SMC4_EP_5	11,2	439	57,2	231,0	81,3	53,5	1,52	3,1	28,4	-
SMC4_EP_6	11,4	450	54,0	230,7	78,8	55,6	1,42	3,0	28,7	28,0
SMC4_PUR_5	11,3	444	55,4	230,4	76,5	54,8	1,40	3,1	28,6	-
SMC4_PUR_4	11,3	443	56,7	230,3	78,3	54,5	1,44	3,1	28,5	-
SMC4_PUR_6	11,4	449	55,7	231,0	78,8	53,6	1,47	3,0	27,7	28,3

Crashergebnisse Rechteckrohr mit Flansch SMC5 und SMC6

Probe	v_0	M	l_c	l_0	F_{peak}	F_m	L.U.	E	E_s	Mittelwert E_s
	[m/s]	[g]	[mm]	[mm]	[kN]	[kN]		[kJ]	[kJ/kg]	[kJ/kg]
SMC5_EP_9	11,3	315	81,9	229,7	53,1	37,5	1,42	3,1	27,4	-
SMC5_EP_7	11,3	316	88,9	229,9	60,2	35,4	1,70	3,1	25,8	-
SMC5_EP_8	11,4	311	92,3	229,7	58,9	33,7	1,75	3,1	24,9	26,0
SMC5_PUR_8	11,1	313	95,4	230,2	55,3	30,8	1,80	2,9	22,7	-
SMC5_PUR_7	11,2	313	99,5	230,0	53,8	30,2	1,78	3,0	22,2	-
SMC5_PUR_9	11,1	317	92,9	229,7	56,9	32,5	1,75	3,0	23,6	22,8
SMC6_EP_7	11,2	382	55,2	220,0	73,9	55,3	1,34	3,1	32,0	-
SMC6_EP_8	11,2	393	56,1	220,3	73,1	54,8	1,33	3,1	30,9	-
SMC6_EP_9	11,2	405	55,0	220,1	81,4	55,9	1,46	3,1	30,5	31,1
SMC6_PUR_8	11,2	393	62,0	220,1	75,7	49,6	1,53	3,1	27,9	-
SMC6_PUR_7	11,2	391	64,9	218,8	73,6	46,4	1,59	3,0	26,0	-
SMC6_PUR_9	11,2	410	63,9	220,7	77,6	47,6	1,63	3,1	25,7	26,5

Crashergebnisse Rechteckrohr mit Flansch SMC4 Temperatur- und Feuchteinfluss

Probe	v_0	M	l_c	l_0	F_{peak}	F_m	L.U.	E	E_s	Mittelwert E_s
	[m/s]	[g]	[mm]	[mm]	[kN]	[kN]		[kJ]	[kJ/kg]	[kJ/kg]
SMC4_-30N_1	12,78	369	85,7	216,2	57,7	48,2	1,20	4,18	28,3	-
SMC4_-30N_2	12,74	360	86,7	216,2	75,8	49,9	1,52	4,15	30,0	-
SMC4_-30N_3	12,72	434	72,8	217,5	68,1	56,2	1,21	4,15	28,2	28,8
SMC4_N_1	12,78	363	92,3	215,7	56,1	43,7	1,28	4,18	26,0	-
SMC4_N_2	12,78	413	83,0	216,4	62,1	50,0	1,24	4,19	26,2	-
SMC4_N_3	12,82	425	74,7	219,7	68,5	56,9	1,20	4,21	29,4	27,0
SMC4_+80N_1	12,58	436	79,1	220,0	62,9	51,3	1,23	4,05	25,9	-
SMC4_+80N_2	12,72	364	116,2	216,7	50,4	34,8	1,45	4,13	20,7	-
SMC4_+80N_3	12,74	367	104,3	216,1	51,9	38,8	1,34	4,15	22,9	23,2
SMC4_-30T_1	12,78	355	82,1	216,0	57,2	49,0	1,17	4,18	30,6	-
SMC4_-30T_2	12,74	423	66,9	215,8	75,8	60,9	1,24	4,15	31,1	-
SMC4_-30T_3	12,74	425	67,2	216,6	67,0	60,5	1,11	4,15	30,8	30,8
SMC4_EP_4	11,2	437	59,7	231,0	82,8	50,6	1,64	3,0	26,9	-
SMC4_EP_5	11,2	439	57,2	231,0	81,3	53,5	1,52	3,1	28,4	-
SMC4_EP_6	11,4	450	54,0	230,7	78,8	55,6	1,42	3,0	28,7	28,0
SMC4_+80T_1	12,85	432	81,0	218,6	65,1	51,0	1,28	4,23	25,8	-
SMC4_+80T_2	12,77	409	88,7	219,1	59,3	46,8	1,27	4,15	25,1	-
SMC4_+80T_3	12,78	364	114,6	215,1	49,0	35,9	1,36	4,16	21,2	24,3

Crashergebnisse Rechteckrohr mit Flansch Naturfaser-SMC

Probe	v_0	M	l_c	l_0	F_{peak}	F_m	L.U.	E	E_s	Mittelwert E_s
	[m/s]	[g]	[mm]	[mm]	[kN]	[kN]		[kJ]	[kJ/kg]	[kJ/kg]
NF_EP_1_Q	0,0008	228	160	222	43,8	20,6	2,13	3,29	15,8	-
NF_EP_1	7,94	293	51	216	52,8	30,9	1,71	1,58	22,9	-
NF_EP_2	10,17	292	105	216	43,1	24,8	1,74	2,63	18,5	20,7
NF_PUR_1_Q	0,0008	329	120	224	43,2	6,39	6,76	0,75	4,36	-
NF_PUR_1	9,89	329	79	222	46,1	31,0	1,49	2,45	20,9	-
NF_PUR_2	10,6	329	83	221	52,0	31,3	1,66	2,57	20,8	-
NF_PUR_3	9,93	306	72	221	50,9	33,9	1,50	2,45	24,6	22,1

Crashergebnisse Rechteckrohr mit Flansch SMC mit unidirekt. Faserverstärkung

Probe	v_0	M	l_c	l_0	F_{peak}	F_m	L.U.	E	E_s	Mittelwert E_s
	[m/s]	[g]	[mm]	[mm]	[kN]	[kN]		[kJ]	[kJ/kg]	[kJ/kg]
LRRL_EP_7	11,2	476	58,1	230,3	94,2	52,2	1,81	3,0	25,4	-
LRRL_EP_8	11,3	477	58,2	230,9	94,4	53,0	1,78	3,1	25,7	-
LRRL_EP_9	11,2	475	60,8	230,7	96,0	49,7	1,93	3,0	24,2	25,1
LRRL_PUR_2	11,2	464	60,5	230,8	86,0	51,3	1,68	3,1	25,6	-
LRRL_PUR_1	11,2	467	69,8	230,3	86,9	43,7	1,99	3,1	21,6	-
LRRL_PUR_3	11,2	471	68,4	230,5	90,7	43,6	2,08	3,0	21,4	22,9
RLLR_EP_4	11,3	465	69,1	230,6	102,0	43,8	2,33	3,0	21,8	-
RLLR_EP_5	11,2	470	69,4	230,6	98,5	43,7	2,25	3,0	21,5	-
RLLR_EP_6	11,5	479	68,4	230,1	95,7	43,7	2,19	3,0	21,1	21,5
RLLR_PUR_2	11,5	470	77,5	230,0	94,2	38,0	2,48	3,0	18,6	-
RLLR_PUR_1	11,2	461	73,7	230,2	90,4	40,8	2,22	3,0	20,5	-
RLLR_PUR_3	11,2	471	74,5	230,6	96,2	40,3	2,39	3,0	19,8	19,6
RQQR_EP_1_Q	0,0008	448	150	225	68,9	43,5	1,58	6,28	20,3	
RQQR_EP_1	11,23	459	64	208	61,6	49,2	1,25	3,14	22,2	-
RQQR_EP_2	11,50	471	59	212	60,3	55,9	1,19	3,3	25,2	-
RQQR_EP_3	11,54	464	63	207	68,4	53,7	1,27	3,4	24,1	23,83
RQQR_PUR_1_Q	0,0008	511	160	221	72,8	45,8	1,59	7,33	19,8	
RQQR_PUR_1	11,31	500	55	220	71,5	56,3	1,27	3,1	24,6	-
RQQR_PUR_2	11,60	506	58	216	65,8	54,3	1,21	3,1	23,1	-
RQQR_PUR_3	11,16	500	63	220	62,6	49,8	1,26	3,2	22,0	23,23
QRRQ_PUR_1_Q	0,0008	450	160	225	68,5	42,6	1,61	6,65	20,9	
QRRQ_PUR_1	11,37	471	63	212	62,9	50,3	1,25	3,2	22,5	-
QRRQ_PUR_2	11,62	458	62	208	57,7	50,2	1,15	3,1	22,9	-
QRRQ_PUR_3	11,20	473	64	211	62,4	48,7	1,28	3,1	21,9	22,43
QRRQ_EP_1_Q	0,0008	450	78	225	65,2	32,9	1,98	2,56	15,5	
QRRQ_EP_1	11,62	450	70	209	56,8	47,9	1,23	3,4	22,3	-
QRRQ_EP_2	11,32	455	62	207	64,6	51,9	1,24	3,2	23,7	-
QRRQ_EP_3	11,26	456	71	206	62,8	45,1	1,39	3,2	20,3	22,1

Crashergebnisse Rechteckrohr mit Flansch Recyclat SMC

Probe	v_0	M	l_c	l_0	F_{peak}	F_m	L.U.	E	E_s	Mittelwert E_s
	[m/s]	[g]	[mm]	[mm]	[kN]	[kN]		[kJ]	[kJ/kg]	[kJ/kg]
Rec_EP_1_Q	0,0008	337	160	222	62,2	49,6	1,25	7,93	32,7	-
Rec_EP_1	9,80	339	52	216	54,3	45,2	1,20	2,34	28,7	-
Rec_EP_2	11,24	339	67	219	56,6	47,0	1,20	3,15	30,4	-
Rec_EP_3	11,40	336	69	218	52,7	47,6	1,11	3,31	31,1	30,07
Rec_PUR_1_Q	0,0008	369	160	224	55,7	45,9	1,21	7,34	27,9	-
Rec_PUR_1	11,39	371	73	221	53,7	43,7	1,23	3,21	26,2	-
Rec_PUR_2	11,33	378	67	222	60,1	47,9	1,25	3,22	28,2	-
Rec_PUR_3	11,33	357	77	222	54,2	41,6	1,30	3,23	26,1	26,83

Crashergebnisse Rechteckrohr mit Flansch flexibles SMC

Probe	v_0	M	l_c	l_0	F_{peak}	F_m	L.U.	E	E_s	Mittelwert E_s
	[m/s]	[g]	[mm]	[mm]	[kN]	[kN]		[kJ]	[kJ/kg]	[kJ/kg]
Flex_EP_1_Q	0,0008	352	160	222	41,9	32	1,31	5,11	20,2	-
Flex_EP_1	11,31	362	91	220	51,2	36,8	1,39	3,37	22,5	-
Flex_EP_2	11,34	361	75	218	50,6	43,5	1,16	3,3	26,6	-
Flex_EP_3	11,59	356	89	217	51,2	38,6	1,33	3,47	23,8	24,3
Flex_PUR_1_Q	0,0008	395	160	236	38,7	31	1,25	4,03	15,2	-
Flex_PUR_1	11,57	402	89	230	49,0	37,7	1,30	3,38	21,7	-
Flex_PUR_2	11,59	389	86	222	52,0	38,5	1,35	3,27	21,7	-
Flex_PUR_3	11,55	395	96	224	51,5	34,5	1,49	3,36	19,9	21,1

Crashergebnisse Rechteckrohr mit Flansch Leicht-SMC

Probe	v_0	M	l_c	l_0	F_{peak}	F_m	L.U.	E	E_s	Mittelwert E_s
	[m/s]	[g]	[mm]	[mm]	[kN]	[kN]		[kJ]	[kJ/kg]	[kJ/kg]
L_PUR_1_Q	0,008	312	150	227	30,2	25,2	1,20	379	18,4	-
L_PUR_2_Q	0,008	310	150	227	32,1	25,1		377	17,2	-
L_PUR_3_Q	0,008	313	150	227	31,4	24,9	1,26	373	18,0	17,9
L_EP_1_Q	0,008	301	150	228	35,3	24,9	1,42	374	18,9	-
L_EP_2_Q	0,008	314	150	228	35,0	25,8	1,35		18,8	-
L_EP_3_Q	0,008	307	150	227	37,3	27,8	1,34		20,5	19,4

10 Literaturverzeichnis

- [1] Maier, M.: Experimentelle Untersuchung und numerische Simulation des Crashverhaltens von Faserverbundwerkstoffen, Dissertation, Universität Kaiserslautern, 1990
- [2] Altstädt, V.: Hysteresismessungen zur Charakterisierung der mechanisch-dynamischen Eigenschaften von R-SMC, Dissertation, Universität (Gh) Kassel, 1987
- [3] Adam, H.: Untersuchungen zur Optimierung der Vorhersagbarkeit der Energieabsorptionseigenschaften von Karosseriestrukturen, Dissertation, RWTH Aachen, 1. Auflage, Forschungsgesellschaft Kraftfahrwesen mbH Aachen, Aachen, 1995
- [4] Wallentowitz, H.: Umdruck zur Vorlesung „Kraftfahrzeuge III – Aufbauten“, Forschungsgesellschaft Kraftfahrwesen mbH Aachen, Aachen, 1994
- [5] European Alliance for SMC: SMC/BMC: Design for Success!, 14. Imprint., Frankfurt 1997
- [6] DIN 16913: Verstärkte Reaktionsharzformmassen. Teil 1 bis Teil 3. Hrsg. Deutsches Institut für Normung. Berlin: Beuth Verlag
- [7] Reimerdes, H.-G., Wöste, S., Marsolek, J. Goetz, F.: Numerische Simulation des Crashverhaltens von gefügten SMC-Bauteilen, Symposium: Berechnung von Faserverbundstrukturen unter Anwendung numerischer Verfahren, München, 1996
- [8] Büscher, M.: Untersuchungen zur Herstellung und Verarbeitung von naturfaserverstärktem SMC-Halbzeug für automobiler Anwendungen, Interner Bericht der DaimlerChrysler AG, Ulm, 1997
- [9] Kerth, S., Dehn, A., Denzer, R., Huisman, M., Kern, A.: Crashverhalten von Verbundstrukturen: Experiment und Simulation, Institut für Verbundwerkstoffe: Verbundwerkstoff Kolloquium, Kaiserslautern, 1996
- [10] Holzner, M., Gholami, T., Mader, H. U.: Virtuelles Crashlabor: Zielsetzung, Anforderungen und Entwicklungsstand, in: VDI Berichte 1411: Berechnung und Simulation im Fahrzeugbau, Düsseldorf, 1998
- [11] Ehnert, G.P.: SMC-Harzmatten, in: Woebcken, W. (Hrsg.): Kunststoffhandbuch Band 10 – Duroplaste, Hanser Verlag, München, Wien, 1998, S. 288-312
- [12] Derek, H.: Zur Technologie der Verarbeitung von Harzmatten, Dissertation, RWTH Aachen, Fotodruck J. Mainz, Aachen, 1984
- [13] Bledzki, A. K., Goracy, C.: Technische Verwertungsmöglichkeiten von vernetzten Kunststoffen, Kunststoffberater 5/95

- [14] Schiebisch, J.: Zum Recycling von Faserverbundwerkstoffen mit Duromer-matrix, Dissertation, Universität Erlangen-Nürnberg, Erlangen, 1996
- [15] Sommer, M., Weigers, B.: Entwicklung von Leicht-SMC für Anwendungen im Fahrzeugbereich, Vortrag, 27. AVK-Tagung, Baden-Baden, 1996
- [16] Semmler, E., Michaeli, W.: Express-Prozeßsimulation zur Auslegung von faserverstärkten Bauteilen, VDI Berichte Nr. 1151, Hrsg. Verein Deutscher Ingenieure, 1995
- [17] Starke, J., Michaeli, W.: Faserorientierungsbestimmung an SMC-Prüfplatten, Vortrag, 25. AVK-Tagung, Berlin, 1993
- [18] Specker, O.: Pressen von SMC: Computersimulationen zur rechnerunterstützten Auslegung des Prozesses und zur Ermittlung der Bauteileigenschaften, Dissertation, RWTH Aachen, Fotodruck J. Mainz, Aachen, 1991
- [19] Schemme, M.: Sicherung der Produktqualität bei der Herstellung und Verarbeitung von SMC-Werkstoffen, Dissertation, Universität Erlangen-Nürnberg, Erlangen, 1997
- [20] Michaeli, W., Piry, M.: Mechanical dimensioning of SMC-components based on the process simulation program Express, 31st ISATA Conference, Düsseldorf, 1998
- [21] Kotsikos, G., Gibson, A.G.: Investigation of the squeeze flow behaviour of sheet moulding compounds (SMC), Composites Part A (1998), 29A, S. 1569/1577
- [22] Huisman, M., Maier, M.: Materialmodellierung von gestrickeverstärkten Thermoplasten unter Stoßbelastung, IVW-Kolloquium Berechnung und Konstruktion, 1998
- [23] Schweizerhof, K., Maier, M., Gebhardt, H.: Innovationen in der Crashsimulation, Konstruktion und Elektronik, 8.5.1991, Nr. 11, S. 21
- [24] Maier, M., Matzenmiller, A., Rust, W., Schweizerhof, K.: Energy absorption with composite crash elements in frontal crash – an analysis with LSDYNA3D, 26th ISATA Conference, Aachen, 1993
- [25] Kerth, S., Maier, M., Nohr, M.: Numerical simulation of the crash behaviour of sandwich structures with fibre reinforced polymer-faces, ISATA Conference, Florenz, 1996
- [26] Maier, M., Klipfel, W., Neitzel, M.: Simulation des Crashverhaltens von Verbundwerkstoffen – Rechnung und Versuch, Vortrag, 23. AVK-Tagung, Mainz, 1990
- [27] AVK/TV, Plastverarbeiter 50. Jg. (1999) Nr. 5
- [28] SMC/BMC market in Europe, Vetrotex, 1997
- [29] Ehrenstein, G.W.: Faserverbund-Kunststoffe, 1992

- [30] Hellerich, W., Harsch, G., Haenle, S.: Werkstoff-Führer Kunststoffe, 6.Auflage, Hanser Verlag, München Wien, 1992
- [31] Liebold, R.: Faserverbundwerkstoffe aus SMC in der Praxis, Kunststoffberater 9/1991
- [32] Liebold, R.: Eigenschaftsorientierte und verarbeitungsgerechte Konstruktion von Faserverbundbauteilen aus SMC (Teil 2), Kunststoffberater 4/1992
- [33] Pälmer R., Hesker N.: Entwicklung von Karosserie-Außenteilen am Beispiel des Renault Mégane Cabrio, Vortrag AVK-Tagung, Mannheim 1997
- [34] Liebold, R.: Witterungsbeständigkeit von SMC und deren Prüfmethode, AVK-Tagung, Baden-Baden, 1998
- [35] Liebold, R.: Ermittlung fließabhängiger (anisotroper) Werkstoffkennwerte von SMC, Vortrag, 27. AVK-Tagung, Baden-Baden, 1996
- [36] Reimer, U., Bjekovic, R., Hermann, A.: OSS-SMC – One-Step-Sandwich-SMC, Kunststoffe 89 (1999) 6, 110-116
- [37] Seiffert U., Scharnhorst, T.: Die Bedeutung von Berechnungen und Simulationen für den Automobilbau - Teil 1, ATZ 91 (1989) 5
- [38] Strobel, W. K.: Die moderne Automobilkarosserie: Styling, Sicherheit, Berechnung, Konstruktion, Erprobung, Franckh'sche Verlagshandlung, W. Keller & Co., Stuttgart, 1980
- [39] Winter, R., Pifko, A. B.: Crash simulation of composite and aluminium helicopter fuselages using a finite element program, J. Aircraft, Vol. 17, No. 8, August 1980, Article No. 79-0781R
- [40] Zienkiewicz, O.C.: Methode der Finiten Elemente, Carl Hanser Verlag, München Wien, 1975
- [41] Bathe, K. J., Wilson, E. L.: Numerical methods in finite element analysis, Pentice-Hall, Inc, 1976
- [42] LS-DYNA User's Guide, Livermore Software Technology Corporation, Rev. 1.5, November 1995
- [43] Davies, G. A. O.: Structural Impact and Crashworthiness, Volume 1, Elsevier Applied Publishers, London and New York, 1984
- [44] Morton, J.: Structural Impact and Crashworthiness, Volume 2, Elsevier Applied Publishers, London and New York, 1984
- [45] Radaj, D.: Stand der Berechnung im Automobilbau, Automobiltechnische Zeitschrift 84 (1982) 11
- [46] Heyne, E., Nalepa, R.: Modellversuche bei der Sicherheitsentwicklung für Automobile, VDI-Berichte Nr. 632, 1987
- [47] Dirschmid, W.: Stand der rechnerischen Simulation des Fahrzeug-Crashes, VDI-Berichte Nr. 632, 1987

- [48] Haug, E., Scharnhorst, T., Dubois, P.: FEM-Crash, Berechnung eines Fahrzeug-Frontalaufpralls, VDI-Berichte Nr. 613, 1986
- [49] Chedmail, J. F., Dubois, P.: Numerische Crashesicherheitsanalyse, Werkzeuge zur Designoptimierung, KEM November 1986
- [50] Bretz, G., Jarezab, W., Raasch, I.: Berechnung eines frontalen Crashvorganges bei einer heckangetriebenen Maschine, VDI-Berichte Nr. 613, 1986
- [51] Scharnhorst, T., Raasch, I., Schelke, E.: Zur Aussagekraft von Berechnungsmethoden für die Simulation des Crashverhaltens von Automobilen, VDI-Berichte Nr. 613, 1986
- [52] Hillmann, J., Rabethge, W.: Rechnergestützte Entwicklung einer Vorderwagenstruktur zur Verbesserung der Sicherheit von Pkw-Insassen beim Frontalaufprall, Automobiltechnische Zeitschrift 90 (1988) 11
- [53] Holzemer, K.: Crashverhalten von Faserverbundstrukturen für Fahrzeugteile, VDI-Berichte Nr. 699, 1988
- [54] Schettler-Köhler, R., Radtke, K., Scharnhorst, T., Stender, C.: FEM-Seitenkraftsimulation als Werkzeug zur Unterstützung der Fahrzeugentwicklung, VDI-Berichte Nr. 8, 1990
- [55] Hienstorfer, W. G.: Crashsimulationsrechnungen und Bauteilidealisierung für einen Luftfahrzeugunterboden, Z. Flugwiss. Weltraumforschung 11 (1987) 221-229
- [56] Winter, R., Pifko, A. B.: Crash Simulation of Composite and Aluminium Helicopter Fuselages Using a Finite Element Programm, J. Aircraft, Vol. 17. No. 8, August 1980, Article No. 79-0781R
- [57] Winter, R., Pifko, A. B.: Theory and Application of Finite Element Analysis to Structural Crash Simulation, Computers & Structures, Vol. 13, pp 277-285
- [58] Matzenmiller, A., Sackman, J. L.: On damage induced anisotropy for fiber composites, International Journal of Damage Mechanics, Vol. 3 - January 1994, pp 71-86
- [59] Matzenmiller, A., Schweizerhof, K.: Crashworthiness simulations of composite structures - a first step with explicit time integration, Nonlinear Computational Mechanics: state of the Art, Springer Verlag, Berlin, 1991
- [60] Botkin, M. E., Johnson, N. L., Hallquist, J. O., Lum, L. C. K., Matzenmiller, A.: Numerical simulation of post-failure dynamic crushing of composite tubes, Second International LS-DYNA3D Conference, The Westin St. Francis, San Francisco, 1994, USA
- [61] Maier, M., Rust, W., Schweizerhof, K.: Energy absorption with composite crash elements in frontal crash - An analysis with LS-DYNA3D, 11th CAD-FEM Users' Meeting, Bamberg, 27.-29. October, 1993

- [62] Maier, M., Matzenmiller, A., Rust, W., Schweizerhof, K.: Composite Crash Elemente zur Energieabsorption im Frontalcrash, VDI-Konferenz: Numerical Analysis in Automotive Engineering, Würzburg, Sept. 21.-23., 1992
- [63] Maier, M., Matzenmiller, A., Rust, W., Schweizerhof, K.: Energy absorption with composite crash elements in frontal crash - An analysis with LS-DYNA3D, 26th International symposium on Automotive Technology and Automation, Aachen, September 13-17, 1993
- [64] Pickett, A. K., Rückert, J., Ulrich, D.: Ein Materialmodell zur Beschreibung des Crash-Verhaltens von Faserverbundwerkstoffen mit gerichteten und ungerichteten Fasern, FEM'89 Congress, Baden-Baden, 20./21. November 1989
- [65] Pickett, A. K., Haug, E., Rückert, J.: A fracture damaging law suitable for anisotropic short fibre/matrix materials in an explicit finite element code, Journal of Composites, Volume 21, Number 4, pp 297-304, July 1990
- [66] Haug, E.: Application of new Elastic-Plastic-Brittle Material Models to Composite Crash Simulation, 13th International Technica Conference on Experimental Safety Vehicles, Paris, November 4-7, 1991
- [67] de Rouvray, A., Haug, E.: Damage and Fracture Material Models for the numerical Simulation of structural Failure, European Conference on New Advances in Structural Mechanics, Giens, April 2-5, 1991
- [68] Haug, E., Tramecon, A., Fort, O., Milcent, G., Wijnant, F. X.: Simulation numerique de l'ecrasement de Structures en Sandwich composite Multi-Materiaux: Application au Crash Automobile, Mini-colloque Endommagement et Rupture des Composites, 10^{ème} Congrès Français de Mécanique, Paris, Septembre 2-6, 1991
- [69] Haug, E., de Rouvray, A.: Crash response of Composite Structures, 3rd International Symposium on Structural Crashworthiness and Failure, University of Liverpool, April 14-16, 1993
- [70] de Rouvray, A., Dowlatyari, P., Haug, E.: Validation of the PAM-FISS/Bi-Phase Numerical Model for the Damaging and Strength Prediction of LFRP Composite Laminates, Mecamat 1989, International Seminar on Mechanics an Mechanisms of Damage in Composites and Multimaterials, St.Etienne, November 15-17, 1989
- [71] de Rouvray, A., Haug, E., Stavriniadis, C.: Composite Material Damage and Fracture Models for Numerical Simulations in support of Fracture Control, International Conference on Spacecraft Structures and Mechanical Testing, ESTEC, Noordwijk, pp 24-26, April 1991
- [72] Infoplaner der CADFEM GmbH, Grafing, 2002

- [73] Chang, F. K., Chang, K. Y.: A Progressive Damage Model for Laminated Composites Containing Stress Concentrations, *Journal of Composites Materials*, Vol. 21-September 1987
- [74] Murray, Y. D.: Theory and Verification of the Fiber Composite Damage Model Implemented in DYNA3D, Defense Nuclear Agency Alexandria, VA 22310-3398, Technical Report DANN-TR-89-132, December 1989
- [75] Dong, S. B., Pister, K. S., Taylor, R. L.: On the Theory of Laminated Anisotropic Shells and Plates, *Journal of the Aerospace Science*, Vol. 29, pp. 969-975, (1962)
- [76] Simo, J. C., Taylor, R. L., Pister, K. S.: Variational and Projection Methods for the Volume Constraint in Finite Deformation Elasto-Plasticity, *Computer Methods in Applied Mechanics and Engineering* 51 (1985) pp. 177-208, North-Holland
- [77] Simo, J. C., Pister, K. S.: Remarks on Rate Constitutive Equations for Finite Deformation Problems: Computational Implications, *Computer Methods in Applied Mechanics and Engineering* 46 (1984) pp. 201-215, North-Holland
- [78] Matzenmiller, A., Gebhardt, H., Klarmann, R., Rust, W., Maier, M., Schweizerhof, K.: Numerische Simulation mit Hilfe von Schalenelementen, Abschlussbericht des Teilprojektes, Carmat 2000, Leonberg, 1991
- [79] Kerth, S.: Numerical simulation of the crash behaviour of sandwich structures with fiber reinforced polymer faces, ISATA Conference, Florence, 1996
- [80] Dehn, A., Huisman, M.: Fachlabor Verbundwerkstoffe, Thema: Crashversuch, IVW Kaiserslautern, 1995
- [81] Habenicht, G.: Kleben, Springer Verlag, Berlin, 1990
- [82] Heimann, E.: Kleben statt Schweißen, Schriftreihe der Adam Opel AG, Rüsselsheim, 1980
- [83] Gesellschaft zur Förderung Angewandter Verbindungstechnik e. V.: Fügen und Verbinden, Frankfurt, Stuttgart, 1994
- [84] Carlsson, L.: Hochleistungsfaserverbundwerkstoffe, Teubner-Verlag, Stuttgart, 1989
- [85] Schimmele, R., Schnoor, M.: Interlaminares Bruchverhalten von Verbundwerkstoffen, Fachlabor Verbundwerkstoffe, Institut für Verbundwerkstoffe, Universität Kaiserslautern 1995
- [86] Kinloch, J., Hashemi, S., Williams, J.: Corrections needed for double-cantilever beam tests for assessing the interlaminar failure of fibre-composites, *Journal of Materials*, 8, 1989, pp 125-129

- [87] Breuer, U.: Ermittlung der Änderung des G-Wertes in Abhängigkeit von der Wasseraufnahme eines mit Kohlenstoffasern verstärkten Duromers, IVW-Bericht 92-09, Universität Kaiserslautern
- [88] Hach, A.: Ermittlung der Änderung der Reißausbreitungseigenschaften in Abhängigkeit von der Lagerdauer und der Lagertemperatur kohlenstoffaserverstärkter Polymere, IVW-Bericht 94-38, Universität Kaiserslautern
- [89] Faserverstärkte Kunststoffe, Bestimmung der interlaminaren Energiefreisetzungsrates, DIN 65563, 1992
- [90] Selzer, R.: Fraktographische Analyse des Versagensverhaltens von kohlenstoffaserverstärkten Polymer-Verbundwerkstoffen unter Feuchteeinfluß, Shaker Verlag, Aachen, 1996
- [91] Eble, E.: Crashtaugliche Anbindungstechnik, Interner Bericht der Daimler Benz AG, Ulm, 1996
- [92] Nohr, M.: Untersuchungen zum Energieabsorptionsverhalten von faserverstärkten Kunststoffen, Interner Bericht der Daimler Benz AG, Ulm, 1995
- [93] Dehn, A.: Crashversuche, Dokumentation zum Fachlabor Verbundwerkstoffe, Institut für Verbundwerkstoffe, Universität Kaiserslautern, 1996
- [94] Dehn, A.: Herstellung und Erprobung von Crashelementen aus Faserverbundkunststoffen, IVW-Bericht 95-19, Universität Kaiserslautern
- [95] Kerth, S., Kern, A., Maier, M.: Einsatz der numerischen Simulation bei der Entwicklung energieabsorbierender Faserverbundstrukturen, Kolloquium „Polymere Verbundwerkstoffe“, Institut für Verbundwerkstoffe, Universität Kaiserslautern, 1994
- [96] Theuerkauff, P., Groß, A.: Praxis des Klebens, Springer-Verlag, Berlin, 1989
- [97] Meckelburg, H.: Kleben als Fügeverfahren für glasfaserverstärkte Kunststoffe, Kunststoffe, Heft 12, 1964
- [98] Habenicht, G.: Kleben: Grundlagen – Technologie – Anwendungen, Seminarhandbuch, Universität München, 1987
- [99] VDI-Richtlinien: Kunststoffkleben, VDI 3821, 1978
- [100] Lord Industrial Adhesives: Fusor 320/322, Product Information, 1992
- [101] Lord Industrial Adhesives: Fusor 380/382, Product Information, 1998
- [102] Gurit-Essex: Betamate 7014/7064, Technisches Datenblatt, 1990
- [103] Gurit-Essex: Betaseal 1400, Technisches Datenblatt, 1996
- [104] Gurit-Essex: Betamate 2800, Technisches Datenblatt, 1996
- [105] Lange+Ritter: Epoxy-Rapid, Technische Information, 1995
- [106] 3M: Scotch-Weld 7236/9323, Technische Information, 1996
- [107] Delo: Doupox 1895, Produktbeschreibung, 1996

- [108] Fuller: Technicoll 8266/8267, Produktinformation, 1997
- [109] Ritter, R.: Bruch- und werkstoffmechanisches Verhalten eines kohlenstoffaerverstärkten Epoxidharzes, Dissertation, Universität Kaiserslautern, 1995
- [110] Bergmann, H. W.: Konstruktionsgrundlagen für Faserverbundteile, Springer-Verlag, Berlin, 1992
- [111] Friedrich, K.: Einführung in die Verbundwerkstoffe (Composites), Vorlesungsskript Universität Kaiserslautern, 1992
- [112] SMC - Werkstoff mit System, SMC - Ein Werkstoff bringt Höchstleistung, SMC-Initiative, Frankfurt, 1995
- [113] Altstädt, V.: Hysteresismessungen zur Charakterisierung der mechanisch-dynamischen Eigenschaften von R-SMC, Dissertation, Universität Kassel, 1987
- [114] Maier, M.: Berechnung und Konstruktion von Verbundwerkstoffen, Vorlesungsskript Universität Kaiserslautern, 1994
- [115] Ehrenstein G. W.: Faserverbund-Kunststoffe, Werkstoffe - Verarbeitung - Eigenschaften, 1992
- [116] Standard Test Method for Fracture Strength in Cleavage of Adhesives in Bonded Joints, ASTM D 3433-93
- [117] Altstädt, V.: Mechanische und zerstörungsfreie Prüfung von Verbundwerkstoffen, Vorlesungsskript, Universität Kaiserslautern, 1992
- [118] Mostovoy, S., Ripling, E.: Fracture Toughness of Adhesive Joints, Journal of Adhesion, Vol. 3, pp 125-144, Washington, USA, 1971
- [119] Schmelzer, E.: Entwicklung und Fertigung von SMC-Bauteilen, Dissertation, RWTH Aachen, 1987
- [120] Ebert, F., Woydt, M.: The 2010 plastic car body vision, Praxis-Forum Tagung, Bad Nauheim, 1999
- [121] Vogt, H., Beartmore, P., Hull, D.: Crash-Energieabsorption mit faserverstärkten Kunststoffen im Karosseriebau, Kunststoffe als Problemlöser im Automobilbau, VDI-Verlag, Düsseldorf, 1987
- [122] Hanefi, E. H., Wierzbicki, T.: Calibration of impact rigs for dynamic crash testing, Ispra, 1995
- [123] Interner Bericht der DC AG, 1997
- [124] Snowdon, P., Hull, D.: Energy Absorption of SMC Under Crash Conditions, International Conference Fibre Reinforced Composites '84, Liverpool, April, 3-5, 1984
- [125] Souheng Wu: Polymer Interface and Adhesion, Verlag Dekker, New York, 1982

- [126] Göttel, R.: Ermittlung der Materialeigenschaften von SMC (Sheet Moulding Compound), Studienarbeit, Universität Kaiserslautern, 1997
- [127] Müller, G.: Experimentelle Untersuchung des Crashverhaltens von SMC-Rechteckrohren, Studienarbeit, Universität Kaiserslautern, 1997
- [128] Göttel, R.: Entwicklung und Verifizierung eines Prüfverfahrens zur Charakterisierung der Crashtaughigkeit einer SMC-Klebeverbindung, Studienarbeit, Universität Kaiserslautern, 1998
- [129] Krenk, S.: Energy Release Rate of Symmetric Adhesive Joints, Engineering Fracture Mechanics, Band 43, Heft 4, Seite 549-559, 1992
- [130] LS-DYNA Theoretical Manual, Livermore Software Technology Corporation, May 1998

Betreute Studienarbeiten:

Göttel, Rainer: Ermittlung der Materialeigenschaften von SMC (Sheet Moulding Compound), Studienarbeit, Universität Kaiserslautern, 1997

Müller, Gerhard: Experimentelle Untersuchung des Crashverhaltens von SMC-Rechteckrohren, Studienarbeit, Universität Kaiserslautern, 1997

Göttel, Rainer: Entwicklung und Verifizierung eines Prüfverfahrens zur Charakterisierung der Crashtaughigkeit einer SMC-Klebeverbindung, Studienarbeit, Universität Kaiserslautern, 1998