



# Fraunhofer

IFAM

FRAUNHOFER-INSTITUT FÜR FERTIGUNGSTECHNIK UND  
ANGEWANDTE MATERIALFORSCHUNG IFAM

Stephan Hermann Marzi

**Ein ratenabhängiges, elasto-plastisches  
Kohäsivzonenmodell zur Berechnung  
struktureller Klebverbindungen unter  
Crashbeanspruchung**

FRAUNHOFER VERLAG

Fraunhofer-Institut für  
Fertigungstechnik und Angewandte  
Materialforschung IFAM

Ein ratenabhängiges, elasto-plastisches  
Kohäsivzonenmodell zur Berechnung  
struktureller Klebverbindungen unter  
Crashbeanspruchung

von Stephan Hermann Marzi

FRAUNHOFER VERLAG

**Kontaktadresse:**

Fraunhofer-Institut für Fertigungstechnik und Angewandte  
Materialforschung IFAM  
Wiener Straße 12  
28359 Bremen  
Telefon 0421 2246-0  
Fax 0421 2246-300  
[www.ifam.fraunhofer.de](http://www.ifam.fraunhofer.de)

**Bibliografische Information der Deutschen Nationalbibliothek**

Die Deutsche Nationalbibliothek verzeichnet diese Publikation in der  
Deutschen Nationalbibliografie; detaillierte bibliografische Daten sind im  
Internet über <http://dnb.d-nb.de> abrufbar.  
ISBN: 978-3-8396-0161-7

D 82

Zugl.: RWTH Aachen, Univ., Diss., 2010

Druck: Mediendienstleistungen des  
Fraunhofer-Informationszentrum Raum und Bau IRB, Stuttgart

Für den Druck des Buches wurde chlor- und säurefreies Papier verwendet.

© by **FRAUNHOFER VERLAG**, 2010

Fraunhofer-Informationszentrum Raum und Bau IRB  
Postfach 80 04 69, 70504 Stuttgart  
Nobelstraße 12, 70569 Stuttgart  
Telefon 07 11 9 70-25 00  
Telefax 07 11 9 70-25 08  
E-Mail [verlag@fraunhofer.de](mailto:verlag@fraunhofer.de)  
URL <http://verlag.fraunhofer.de>

Alle Rechte vorbehalten

Dieses Werk ist einschließlich aller seiner Teile urheberrechtlich geschützt. Jede Verwertung, die über die engen Grenzen des Urheberrechtsgesetzes hinausgeht, ist ohne schriftliche Zustimmung des Verlages unzulässig und strafbar. Dies gilt insbesondere für Vervielfältigungen, Übersetzungen, Mikroverfilmungen sowie die Speicherung in elektronischen Systemen.

Die Wiedergabe von Warenbezeichnungen und Handelsnamen in diesem Buch berechtigt nicht zu der Annahme, dass solche Bezeichnungen im Sinne der Warenzeichen- und Markenschutz-Gesetzgebung als frei zu betrachten wären und deshalb von jedermann benutzt werden dürften. Soweit in diesem Werk direkt oder indirekt auf Gesetze, Vorschriften oder Richtlinien (z.B. DIN, VDI) Bezug genommen oder aus ihnen zitiert worden ist, kann der Verlag keine Gewähr für Richtigkeit, Vollständigkeit oder Aktualität übernehmen.

**Ein ratenabhängiges, elasto-plastisches Kohäsivzonenmodell  
zur Berechnung struktureller Klebverbindungen unter  
Crashbeanspruchung**

Von der Fakultät für Bauingenieurwesen der Rheinisch-Westfälischen Technischen  
Hochschule Aachen zur Erlangung des akademischen Grades  
eines Doktors der Ingenieurwissenschaften genehmigte Dissertation

vorgelegt von

Stephan Hermann Marzi

Berichter: Universitätsprofessor Dr.-Ing. Jürgen Güldenpfennig  
Universitätsprofessor Dr.-Ing. Markus Feldmann  
Professor Dr.-Ing. Horst-Erich Rikeit  
Professor Dr.-Ing. Rüdiger Schmidt

Tag der mündlichen Prüfung: 9. Juni 2010

D 82 (Diss. RWTH Aachen, 2010)



# Inhaltsverzeichnis

Symbolverzeichnis	v
Vorwort	1
<b>1 Einleitung, Problemstellung und Zielsetzung</b>	<b>3</b>
<b>2 Stand von Technik und Wissenschaft zur Berechnung von Klebverbindungen</b>	<b>7</b>
2.1 Übersicht über die Methoden zur Berechnung von Klebverbindungen	7
2.2 Berechnungsmodelle für Strukturklebstoffe unter Crashbeanspruchung	9
<b>3 Kohäsivzonenmodelle</b>	<b>13</b>
3.1 Kohäsivelemente . . . . .	13
3.2 Übersicht über gegenwärtig verfügbare Kohäsivzonenmodelle . . . . .	15
3.3 Schädigungsmechanik und Kohäsivzonenmodelle . . . . .	18
<b>4 Weiterentwickeltes Kohäsivzonenmodell</b>	<b>25</b>
4.1 Zielsetzung der Weiterentwicklung . . . . .	25
4.2 Beschreibung des weiterentwickelten Kohäsivzonenmodells . . . . .	26
4.3 Diskussion . . . . .	32
<b>5 Versuche zur Parameteridentifikation</b>	<b>35</b>
5.1 Versuche zur Ermittlung der elastischen Konstanten . . . . .	36
5.2 Versuche zur Bestimmung des ratenabhängigen plastischen Fließens .	38
5.2.1 Modus I . . . . .	39
5.2.2 Modus II . . . . .	42
5.3 Bruchmechanische Versuche zur Bestimmung der Energiefreisetzungsraten . . . . .	44
5.3.1 Modus I . . . . .	45
5.3.2 Modus II . . . . .	51
5.4 Zusammenfassung der Materialparameter . . . . .	58

---

<b>6</b>	<b>Modellvalidierung</b>	<b>61</b>
6.1	TDCB Versuche . . . . .	62
6.2	T-Peel Versuche . . . . .	65
6.3	Einfach überlappte Zugscherproben . . . . .	68
6.4	ELSJ-Probe . . . . .	71
<b>7</b>	<b>Anwendung in Bauteilsimulation</b>	<b>73</b>
7.1	Allgemeines . . . . .	73
7.2	Bauteilversuche . . . . .	73
7.3	FE-Modell der Bodengruppe . . . . .	76
7.4	Vergleich von Experiment und Simulation . . . . .	77
<b>8</b>	<b>Zusammenfassung und Ausblick</b>	<b>83</b>
<b>A</b>	<b>Implementierung</b>	<b>85</b>
	<b>Literatur</b>	<b>95</b>

# Symbolverzeichnis

$\langle x \rangle$	Föppel-Symbol ( $\langle x \rangle = x$ , wenn $x > 0$ , sonst 0)
$[[\delta]]$	Verschiebungsvektor
$[[\epsilon]]$	Green-Lagrangescher Dehnungstensor
$[[\sigma]]$	Cauchy-Spannungstensor
$\beta$	Mixed-Mode-Verhältnis
$\Delta a$	Riszlänge
$\Delta_m$	Resultierende Mixed-Mode-Verschiebung
$\Delta_n$	Verschiebung in Schälrichtung
$\Delta_t$	Verschiebung in Schubrichtung
$\delta_{m1}$	Mixed-Mode-Verschiebung bei Fliessbeginn
$\delta_{m2}$	Mixed-Mode-Verschiebung bei Schädigungsbeginn
$\delta_{mf}$	Mixed-Mode-Verschiebung bei Versagen
$\delta_{n1}$	Verschiebung in Schälrichtung bei Fliessbeginn
$\delta_{n2}$	Verschiebung in Schälrichtung bei Schädigungsbeginn
$\delta_{nf}$	Verschiebung in Schälrichtung bei Versagen
$\delta_{t,y}$	Schubfliessverschiebung
$\delta_{t1}$	Verschiebung in Schubrichtung bei Fliessbeginn
$\delta_{t2}$	Verschiebung in Schubrichtung bei Schädigungsbeginn
$\delta_{tf}$	Verschiebung in Schubrichtung bei Versagen
$\dot{\epsilon}$	Dehnrate
$\dot{\epsilon}_S$	Modellparameter
$\dot{\epsilon}_T$	Modellparameter
$\dot{\epsilon}_{eq}$	Äquivalente Dehnrate

---

$\dot{\epsilon}_{G1}$	Modellparameter
$\dot{\epsilon}_{G2}$	Modellparameter
$\dot{u}_n$	Zeitableitung der Elementverschiebung in Dickenrichtung
$\dot{u}_{t1}$	Zeitableitung der Elementverschiebung in erster Schubrichtung
$\dot{u}_{t2}$	Zeitableitung der Elementverschiebung in zweiter Schubrichtung
$\epsilon$	Dehnung
$\epsilon_0$	Nenndehnung (Schädigungsmechanik)
$\epsilon_L$	Längsdehnung
$\epsilon_N$	Nenndehnung
$\epsilon_p$	plastische Dehnung
$\epsilon_Q$	Querdehnung
$\epsilon_{eff}$	effektive Dehnung (Schädigungsmechanik)
$\epsilon_{el}$	elastische Dehnung (Schädigungsmechanik)
$\epsilon_{ij}$	Green-Lagrangescher Dehnungstensor
$\eta$	Exponent des Potenzgesetzes zur Beschreibung der Schädigungsentwicklung im Mixed-Mode
$\gamma$	Winkel zur Beschreibung des Mixed-Mode
$\hat{\sigma}(\epsilon)$	Cauchy-Spannungstensor
$\hat{t}(\delta)$	Spannungsvektor
$\lambda$	Äquivalente Mixed-Mode-Verschiebung im MAT_COHESIVE_TH
$\Lambda_1$	Modellparameter des MAT_COHESIVE_TH
$\Lambda_2$	Modellparameter des MAT_COHESIVE_TH
$\Lambda_{fail}$	Modellparameter des MAT_COHESIVE_TH
$\mu_R$	Reibkoeffizient
$\nu$	elastische Querkontraktionszahl
$\nu_0$	Schubverformung an Rissspitze bei ENF-Probe
$\omega_{el}$	elastisches Potential (Schädigungsmechanik)
$\sigma$	Nennspannung
$\sigma_0$	Nennspannung (Schädigungsmechanik)
$\sigma_n$	Spannungskomponente in Dickenrichtung des Elements

---

$\sigma_{eff}$	Effektive Spannung (Schädigungsmechanik)
$\sigma_{max}$	Maximum einer Spannungskomponente
$\sigma_{t1}$	Spannungskomponente in erster Schubrichtung des Elements
$\sigma_{t2}$	Spannungskomponente in zweiter Schubrichtung des Elements
$a$	Abstand der Risspitze zum Auflagerpunkt
$A_{adh}$	Klebfläche
$b$	Probenbreite
$D$	skalare Schädigungsvariable
$dC/da$	Nachgiebigkeitsänderung bei Rissfortschritt (Konstante bei TDCB- und TENF-Proben)
$dt_{crit}$	kritischer Zeitschritt
$E$	Elastizitätsmodul
$E_0$	ungeschädigter Elastizitätsmodul (Schädigungsmechanik)
$E_n$	Steifigkeit in Schälrichtung
$E_t$	Steifigkeit in Schubrichtung
$E_{eff}$	effektiver Elastizitätsmodul (Schädigungsmechanik)
$F$	Kraft
$f_{G1}$	Modellparameter
$f_{G2}$	Modellparameter
$F_{Plat}$	Plateaukraft
$G$	Schubmodul
$G_C$	kritische Energiefreisetzungsrage
$G_I$	Dissipierte Energie im Modus I
$G_{I,P}$	Energie ermittelt im Plateaubereich der Spannungsverschiebungs-Beziehung im Modus I
$G_{I0}$	Modellparameter
$G_{I\infty}$	Modellparameter
$G_{IC}$	kritische Energiefreisetzungsrage im Modus I
$G_{II,P}$	Energie ermittelt im Plateaubereich der Spannungsverschiebungs-Beziehung im Modus II
$G_{II0}$	Modellparameter

---

$G_{II\infty}$	Modellparameter
$G_{IIC}$	kritische Energiefreisetzungsrate im Modus II
$G_{II}$	Dissipierte Energie im Modus II
$H$	Höhe
$R$	Korrelationskoeffizient
$S$	Querkontraktionsbehinderte Fließspannung im Modus II
$S$	ungeschädigte Schnittfläche (Schädigungsmechanik)
$S_0$	Modellparameter
$S_1$	Modellparameter
$S_D$	Schnittfläche mit Mikrorissen (Schädigungsmechanik)
$T$	Querkontraktionsbehinderte Fließspannung im Modus I
$t$	Dicke, Zeitpunkt
$T_0$	Modellparameter
$T_1$	Modellparameter
$t_{adh}$	Klebschichtdicke
$t_{elem}$	Dicke im Kohäsivzonenmodell (Modellparameter)
$t_{geom}$	geometrische Elementdicke im FE-Modell
$u$	Traversenweg
$u_c$	an TDCB-Probe lokal gemessener Weg
$u_F$	Weg in Kraftline
$u_n$	Elementverschiebung in Dickenrichtung
$u_{n,P}$	Plastische Elementverschiebung in Dickenrichtung
$u_{t1,P}$	Plastische Elementverschiebung in erster Schubrichtung
$u_{t1}$	Elementverschiebung in erster Schubrichtung
$u_{t2,P}$	Plastische Elementverschiebung in zweiter Schubrichtung
$u_{t2}$	Elementverschiebung in zweiter Schubrichtung
$v_{lokal}$	lokal gemessene Geschwindigkeit
$v_{test}$	Prüfgeschwindigkeit
$W_0$	initiale Hysterefläche (Schädigungsmechanik)

$W_{eff}$  effektive Hysterefläche (Schädigungsmechanik)

$W_{init}$  Rissinitiierungsenergie

$W_{tot}$  Gesamtenergie

$Y$  schädigungsmechanische Energiefreisetzungsrage (Schädigungsmechanik)



# Vorwort

Die vorliegende Arbeit entstand im Rahmen meiner Tätigkeit als wissenschaftlicher Mitarbeiter am Fraunhofer Institut für Fertigungstechnik und Angewandte Materialforschung (IFAM) in Bremen.

Mein besonderer Dank gilt Herrn Univ.-Prof. Dr.-Ing. Jürgen Güldenpfennig, der mir die Möglichkeit zur Promotion gegeben hat. Weiterhin danke ich Herrn Univ.-Prof. Dr.-Ing. Markus Feldmann, Herrn Prof. Dr.-Ing. Horst-Erich Rikeit sowie Herrn Prof. Dr.-Ing. Rüdiger Schmidt für ihre Bereitschaft, als Berichter zur Verfügung zu stehen.

Ganz besonders danke ich Herrn Felix Kleiner, stellvertretend für die Henkel AG & Co. KGaA, für die Ermöglichung des Forschungsprojektes, in dessen Rahmen diese Arbeit entstanden ist. Ebenfalls danke ich Frau Laia Ramon-Villalonga und Herrn Mathias Poklitar von der Adam Opel GmbH für ihre Mitwirkung und Unterstützung bei der Durchführung der Bauteilversuche und deren Berechnung. Bei der Dynamore GmbH und der Livermore Software Technology Corporation (LSTC) bedanke ich mich für die Modellimplementierung in LS-DYNA<sup>TM</sup>, welche das entwickelte Materialmodell für die Automobilindustrie nutzbar macht.

Meinem Abteilungsleiter, Herrn Dr. Markus Brede, danke ich für die Motivation zu dieser Arbeit. Weiterhin danke ich meinem Zimmergenossen Herrn Dr.-Ing. Olaf Hesebeck für die vielen gemeinsamen Diskussionen, die maßgeblich zur Entstehung dieser Arbeit beigetragen haben.

Abschließend möchte ich mich noch bei allen weiteren Kollegen aus meiner Arbeitsgruppe für ihre Unterstützung bedanken, mein besonderer Dank gilt an dieser Stelle Frau Jenny-Maria Braun für ihre tatkräftige Unterstützung bei der Probenfertigung.

Als letztes danke ich meinen Eltern für die moralische Unterstützung in den vergangenen Jahren.



# 1. Einleitung, Problemstellung und Zielsetzung

Der zunehmende Einsatz neuer Werkstoffe im Automobilbau verändert auch die Anforderungen an die verwendeten Fügeverfahren. Die Schweißbarkeit moderner, hochfester Stähle unterliegt zum Teil großen Einschränkungen. Hier stellen strukturelle Klebverbindungen eine geeignete Alternative zur Schweißtechnik dar.

Die mechanische und konstruktive Auslegung solcher geklebter Automobilstrukturen stützt sich auf Berechnungs- und Simulationsverfahren, die das Verhalten von Klebverbindungen, insbesondere unter Crashbeanspruchung, realitätsnah wiedergeben können. Eine realitätsnahe Erfassung des Klebstoffverhaltens in einer Simulation ist für die Entwicklungsarbeit im Automobilbau unabdingbar. Selbstverständlich ist es erforderlich, die rechnerisch erzielten Ergebnisse durch spätere Versuche zu validieren, allerdings sind Paramtervariationen bei der Auslegung und Dimensionierung von Bauteilen in numerischen Simulationen sehr leicht durchzuführen, während ein Versuch unter Crashbedingungen immer mit sehr grossem Zeit- und Arbeitsaufwand verbunden ist. Da die Anzahl der erforderlichen Bauteilversuche somit aus wirtschaftlichen Gründen zu minimieren ist, liegt eine der Hauptaufgaben der Forschung in der Verbesserung der Aussagekraft der Ergebnisse von numerischen Simulationen. Viele aktuelle Forschungsaktivitäten beschäftigen sich mit der Modellierung von neuen Materialien, von Schweißverbindungen oder auch Klebverbindungen, um den steigenden Anforderungen an die Simulationstools bei ebenfalls steigenden, zur Verfügung stehenden Rechenkapazitäten gerecht zu werden. In dieser Arbeit wird ein erweitertes Kohäsivzonenmodell vorgestellt, welches in der Lage ist, das elastoplastische, ratenabhängige Bruchverhalten von strukturellen Klebverbindungen zu beschreiben. Dieses Modell stellt somit einen Fortschritt zum aktuellen Stand der

Technik dar, da die gegenwärtig kommerziell verfügbaren Modelle solche Effekte nicht realitätsnah berücksichtigen.

### **Lösungsweg**

Zunächst beschreibt Kapitel 2 den Stand von Forschung und Technik zur Berechnung von Klebverbindungen, sowohl unter statischer als auch dynamischer Beanspruchung. Neben den, in der Literatur zu findenden, komplexen kontinuumsmechanischen Berechnungsansätzen stellen Kohäsivzonenmodelle eine geeignete Modellklasse zur Crashsimulation von Klebverbindungen dar. Auf die Eigenschaften und Besonderheiten dieser Kohäsivzonenmodelle geht Kapitel 3 detailliert ein. Im Rahmen des Forschungsvorhabens FOSTA P676 [5] wurden bereits verschiedene Ansätze von Kohäsivzonenmodellen entwickelt und untersucht. Diese Ansätze waren jedoch nicht in der Lage, das komplexe, elasto-plastische, ratenabhängige Verhalten von Klebverbindungen durch ein einfaches numerisches Modell zu beschreiben. Aufbauend auf die im FOSTA P676-Projekt untersuchten einfachen Ansätze wird in dieser Arbeit ein Kohäsivzonenmodell vorgestellt, welches speziell das Verhalten von crash-optimierten, zähmodifizierten Strukturklebstoffen unter Crashbelastung widerspiegelt (Kapitel 4). Effekte einer eventuellen Ratenabhängigkeit der Modellparameter werden dabei ebenso berücksichtigt, wie eine Energiedissipation durch plastische Verformung der Klebschicht. Die Erfassung dieser Effekte in einer numerischen Simulation stellt somit einen deutlichen Fortschritt zu den im FOSTA P676-Projekt untersuchten Modellen dar. Das neu entwickelte Materialmodell wird zeitnah in der kommerziellen Simulationssoftware LS-DYNA<sup>TM</sup> der Automobilindustrie zur Verfügung stehen.

Die in der Simulation benötigten Modellparameter werden direkt aus entsprechenden Experimenten abgeleitet. Auf die Versuche zur Parameteridentifikation wird in Kapitel 5 eingegangen. Unter anderem wird dort auch ein neu entwickelter bruchmechanischer Probekörper zur Ermittlung der Energiefreisetzungsrate unter Schubbeanspruchung vorgestellt und diskutiert.

Die Validierung des vorgestellten Kohäsivzonenmodells erfolgt in Kapitel 6 durch den Abgleich von numerischen Ergebnissen mit Versuchsdaten. Winkelschäl- und Zugscherproben wurden aus unterschiedlichen Fügeteilmaterialien und mit unterschiedlichen Fügeteildicken gefertigt und bei unterschiedlichen Geschwindigkeiten geprüft. Der vorgenommene Vergleich von Experiment und Simulation zeigt zudem auch Einschränkungen des vorgestellten Modells auf.

Abschließend wird in Kapitel 7 das neu entwickelte Modell erstmals in der Simulation eines komplexen Crashversuches eingesetzt. Hierzu wird der Seitenaufprall auf eine automobile Bodenstruktur mit aufgeklebten Querträger experimentell nachgestellt und numerisch untersucht.

Einige Inhalte dieser Arbeit wurden bereits vorab in Zeitschriften und Tagungsbänden veröffentlicht [48, 49, 50, 51].



## 2. Stand von Technik und Wissenschaft zur Berechnung von Klebverbindungen

In diesem Kapitel soll ein Überblick über die vorhandenen Berechnungsansätze für Klebverbindungen gegeben werden, wobei detaillierter auf die in der Crashesimulation eingesetzten Modelle eingegangen wird. Eine Zusammenstellung des Stands der Technik aus dem Jahr 2000 ist in den Veröffentlichungen von Gleich [33] und Gleich und Tooren [32] zu finden. Eine Übersicht über die Modellierung von Klebverbindungen findet sich zudem in [62].

### 2.1 Übersicht über die Methoden zur Berechnung von Klebverbindungen

Die meisten, in der Literatur zu findenden Ansätze zur Berechnung von Klebverbindungen gehen von einem ebenen Verzerrungszustand in der Klebschicht aus. Diese Annahme ist meistens durch die geometrische Gestalt der Klebschicht gerechtfertigt und reduziert das dreidimensionale auf ein zweidimensionales Problem. Weitere mögliche Vereinfachungen beruhen auf Annahmen bezüglich der Spannungsverteilung in Dickenrichtung der Klebschicht. Diese Modelle führen auf ein System gewöhnlicher Differentialgleichungen, die oftmals eine geschlossene Lösung besitzen.

Ein erster Ansatz zur Berechnung einer einfach-überlappten geklebten Zugscherverbindung, der allerdings ursprünglich für Nietverbindungen entwickelt wurde, stammt von Volkersen [68]. Goland und Reissner [34] erweiterten dieses Modell und berücksichtigten auch das durch die Exzentrizität der Fügepartner verursachte auftretende

Biegemoment. Die Größe dieses Biegemomentes wurde in der Folgezeit auch von weiteren Autoren [37, 53, 66, 67, 77] genauer untersucht. Die Gültigkeit dieser Ansätze beschränkt sich auf symmetrische Verbindungen von isotropen Materialien. Bigwood und Crocombe [13] untersuchten unsymmetrische Verbindungen, während Delale et al. [26] eine Erweiterung für orthotrope Materialien vornahmen.

Im Gegensatz zu diesen frühen, analytischen Modellen erfolgt heute die Berechnung von Klebverbindungen weitestgehend mittels numerischer Methoden. Dabei stellt die Berücksichtigung von Nichtlinearitäten, sowohl geometrischen als auch physikalischen Ursprungs, den Stand der Technik dar. Den deutlichen Unterschied zwischen linearen und geometrisch nichtlinearen Berechnungsergebnissen zeigt beispielsweise Apalak [10]. Die Notwendigkeit der Modellierung physikalischer Nichtlinearitäten hängt stark vom jeweiligen Klebstoff ab. Flexible Klebstoffe können oftmals mit hyperelastischen Materialmodellen beschrieben werden, wie beispielsweise Neo-Hooke, Mooney-Rivlin oder einer Ogden-Reihe. Diese Modelle können im Bedarfsfall auch um eine Temperaturabhängigkeit erweitert werden. Eine übersichtliche Zusammenstellung solcher entropie-elastischer Materialmodelle für elastomere Werkstoffe findet sich in [47].

Diese Arbeit beschäftigt sich mit Berechnungsmethoden für zähmodifizierte Strukturklebstoffe, deren mechanisches Verhalten als weitgehend elasto-plastisch eingestuft werden kann. Es existiert bereits eine Vielzahl an Berechnungsmodellen, die in der Lage sind, ein solches Werkstoffverhalten zu beschreiben, allerdings wurden nur wenige mit dem konkreten Ziel der Modellierung von Klebstoffen und Klebverbindungen entwickelt. Viele dieser Materialmodelle stammen aus anderen Bereichen, wie beispielsweise der Metallphysik oder der Bodenmechanik. Ein ideal elasto-plastisches Materialmodell für Strukturklebstoffe wurde in den analytischen Arbeiten von Hart-Smith [36, 37] beschrieben. Tong [65] formulierte ein Modell für eine beliebige Schubspannungs-Schubdehnungs-Beziehung. Experimentelle Ergebnisse zeigen oftmals einen großen Einfluss des hydrostatischen Spannungsanteils auf das Fließverhalten. Da dieser Spannungsanteil bei Verwendung der üblichen von-Mises-Fließfläche keine Berücksichtigung findet, schlug Raghava [57] für Polymere eine Fließregel ähnlich des linearen Drucker-Prager-Modells vor. Eine solche plastische Fließregel wurde von Adams und Harris [7] und von Crocombe et al. [23] zur Berechnung von Klebverbindungen verwendet. Im Falle hoher hydrostatischer Zugdehnungen, wie sie an den Überlappungsenden von Klebverbindungen auftreten können, kann die Verwendung dieser Fließflächen jedoch zu ungenauen Ergebnissen führen. Wang und Chalkley [69] erhielten genauere Ergebnisse mit dem Drucker-Prager-Cap-Modell. Im Drucker-Prager-Cap-Modell hängt die Verfestigungsfunktion zusätzlich von der Volumenänderung ab, allerdings steht dies nicht im Einklang mit experimentellen Beobachtungen an Strukturklebstoffen. Ähnliches gilt für das exponentielle,

beziehungsweise für das hyperbolische Drucker-Prager-Modell. Schlimmer et al. [61] formulierten eine Fließfläche ausgehend von dem Ansatz nach Schleicher [60], die in ihrer Form dem hyperbolischen Drucker-Prager-Ansatz ähnelt. Das Plastizitätsmodell von Schlimmer [4, 19] greift auf diese Fließregel zurück. Mahnen [46] beseitigte Stabilitätsprobleme dieses Modells durch die Verwendung einer eher traditionellen, nicht-assozierten Modifikation der Schlimmer-Fließregel. Dieses modifizierte Modell zeigt vielversprechende Ergebnisse, besitzt allerdings auch Einschränkungen. So können beispielsweise die lateralen Ausdehnungen in einem uniaxialen Druckversuch nicht korrekt wiedergegeben werden. Hesebeck [4] schlug eine weitere Modifikation des plastischen Potentials vor, die auch in der Lage ist, die experimentell beobachtete plastische Volumenänderung zu beschreiben.

## 2.2 Berechnungsmodelle für Strukturklebstoffe unter Crashbeanspruchung

Die meisten Strukturklebstoffe zeigen ein stark ratenabhängiges mechanisches Verhalten. Während bei der Berechnung quasi-statischer Probleme diese Ratenabhängigkeit oftmals vernachlässigt werden kann [4], kann ihr unter Crashbeanspruchung eine wichtige Rolle zukommen. Hayashi [38] berücksichtigte erstmals das ratenabhängige Verhalten von Klebstoffen in einer Simulation und schlug ein analytisches Modell für das Kriechverhalten doppelt-überlappter Zugscherproben vor. Visko-elastische und visko-plastische Modelle wurden von Groth [35] in FE-Simulationen eingesetzt, allerdings stützen sich seine Modellparameter nicht auf experimentelle Ergebnisse. Ein visko-plastisches Modell auf Grundlage der Raghava-Vergleichsspannung wurde von Pandey et al. [54] formuliert. Ferner untersuchten diese Autoren numerisch den Einfluss von Viskoplastizität, geometrischer Nichtlinearität und der Berücksichtigung des gesamten dreidimensionalen Spannungszustandes auf Berechnungsergebnisse. Da bei diesen Untersuchungen auf eine sehr grobe Diskretisierung zurückgegriffen wurde, besitzen die Ergebnisse nur eine eingeschränkte Aussagekraft. Yu et al. [74] (2001) zeigten die Einschränkungen solcher viskoplastischen Modelle, indem sie verschiedene Modelle zur Simulation von Versuchen bei konstanter Dehnrates, beziehungsweise von Relaxationsversuchen, einsetzten. Keines der Modelle war in der Lage, Experimente beider Klassen in gleicher Güte zu beschreiben. Zgoul und Crocombe [75] (2004) schlugen ein Modell vor, das die unterschiedlichen Fließspannungen unter uniaxialer Zug-, bzw. Druckbelastung berücksichtigt.

Elasto-plastische Strukturklebstoffe zeigen eine Steifigkeitsabnahme im plastischen Bereich. Dieses Verhalten können kontinuumsmechanische Schädigungsmodelle beschreiben. Solche Ansätze wurden von Edlund [29] und Ganghoffer et al. [30] verfolgt. Insbesondere wurde das Gurson-Modell von mehreren Autoren, wie Wocke

[70], Duncan und Dean [28] oder Dean et al. [25] benutzt. Eine Schwierigkeit dieses komplexen Modells ist die experimentelle Bestimmung der vielen benötigten Modellparameter. Imanaka und Suzuki [39] versuchten mit Hilfe des Gurson-Modells verschiedene Schrägstöße zu berechnen, allerdings gelang ihnen dies nicht mit nur einem Parametersatz für sowohl kleine als auch große Winkel.

Im Forschungsvorhaben FOSTA P676 [5] entwickelten acht deutsche Forschungsinstitute Simulationsmethoden für Klebverbindungen unter Crashbeanspruchung. Dabei wurden für die Ratenabhängigkeit des mechanischen Verhaltens vor Schädigungsbeginn vier Ansätze formuliert. Mahnken und Hentrich [5] erweiterten ihr quasi-statisches, elasto-plastisches Modell um einen Überspannungsansatz, basierend auf einem Potenzgesetz. Sie kalibrierten zwölf Modellparameter mit uniaxialen Zugversuchen, sowie mit Zugscherexperimenten mit dicken Fügeteilen bei unterschiedlichen Prüfgeschwindigkeiten. Um die Form der Fließfläche genauer beschreiben zu können, wurden weitere, quasi-statische Versuche durchgeführt. Zylindrische Kopfzugproben wurden unter kombinierter Zug-Torsionsbeanspruchung getestet. Sun und Memhard [5] erweiterten das elasto-plastische Modell von Deshpande und Fleck [27] um eine Ratenabhängigkeit der Fließspannung ähnlich dem Johnson-Cook-Modell [40], ihr Modell benötigt sieben Modellparameter. Das ratenabhängige Materialmodell von Schlimmer [5] wird von zwölf Parametern beschrieben, zu deren Ermittlung umfassende numerische Simulationen notwendig sind. Nossek und Hesebeck [5] versuchten die Ratenabhängigkeit mit einem Kohäsivzonenmodell auf einfache Weise zu erfassen. Sie setzen eine bi-lineare Spannungs-Verschiebungsbeziehung (vgl. Abbildung 3.4) ein, deren Modellparameter aus unterschiedlichen Versuchen entweder direkt, oder durch das Anpassen numerischer Ergebnisse an Messdaten bestimmt wurden.

Alle vier Modelle wurden um weitere Parameter erweitert, die das jeweilige Schädigungsverhalten der Klebschicht beschreiben. Schlimmer führte unabhängige Schädigungsvariablen für Zug- und Schubschädigung ein, sowohl für elastische, als auch für plastische Verformung. Gerlach und Matzenmiller schlugen eine schädigungsmechanische Erweiterung des Mahnken-Modells um eine ratenabhängige, skalare Schädigungsvariable vor. Die Entwicklung dieser Schädigungsvariablen folgt, ausgehend von einem Schwellwert der plastischen Dehnung bis zum endgültigen Versagen, einem Potenzgesetz. Die Versagensdehnung wird hingegen gemäß des Modells von Johnson-Cook bestimmt. Sun und Memhard [5] schlugen eine Schädigungsentwicklung vor, mit gleichzeitigem Beginn von Schädigung und plastischer Deformation und einer linearen Schädigungsakkumulation.

Anhand eines gemeinsamen Benchmarks erfolgte eine Bewertung der Vorhersagekraft der vier Modelle. Als Resultat dieses Benchmarks konnte festgestellt werden, dass alle Modelle Ergebnisse gleicher Güte lieferten. Für die industrielle Anwendung scheinen

daher die einfacheren Modelle vorteilhafter, da bei geringerem Aufwand, sowohl in der Rechenleistung, als auch bei der Parameterbestimmung, gleichwertige Ergebnisse erzielt werden.

Aus diesem Grund wird in dieser Arbeit das von Nossek und Hesebeck eingesetzte Modell weiterentwickelt, indem zusätzlich zur Ratenabhängigkeit auch Plastizitätseffekte erfasst werden sollen. Weiterhin können sämtliche Modellparameter direkt experimentell bestimmt werden. Die Entwicklung der eingeführten skalaren Schädigungsvariablen beginnt, entsprechend dem Vorschlag von Gerlach und Matzenmiller, bei einem Schwellwert der plastischen Deformation, wobei die Schädigung bis zum vollständigen Versagen linear akkumuliert. Eine Vorstufe des hier weiterentwickelten Modells, welche die Ratenabhängigkeit unter reiner Mode-I-Beanspruchung mit einem bi-linearen Kohäsivzonenmodell beschreibt, wurde bereits im Vorfeld veröffentlicht [49]. Zur Beschreibung der Plastizität des Klebstoffes greift das weiterentwickelte Kohäsivzonenmodell auf eine tri-lineare Spannungs-Verschiebungsbeziehung zurück, die in ähnlicher Form auch von De Moura et al. [24] verwendet wurde.

In der jüngeren Vergangenheit wurde bereits von verschiedenen Autoren versucht, ratenabhängige Effekte in Kohäsivzonenmodelle zu integrieren. Im Folgenden werden die wichtigsten Arbeiten auf diesem Gebiet erwähnt. Eine detaillierte Beschreibung und Diskussion der zurzeit in kommerzieller Simulationssoftware implementierten Kohäsivzonenmodelle folgt in Kapitel 3.

Rahul Kumar et al. [58] kombinierten ein visko-elastisches Klebstoffmodell mit einem raten-unabhängigen Kohäsivzonenmodell. Es wurden große Diskrepanzen zwischen Versuchsergebnissen und numerischen Vorhersagen festgestellt, als deren Folge die Entwicklung eines ratenabhängigen Kohäsivzonenmodells als Lösungsvorschlag unterbreitet wurde. Xu et al. [71, 72] untersuchten eine Erweiterung der exponentiellen Spannungs-Verschiebungsbeziehung von Needleman [52] um Ratenabhängigkeit. Ein einzelnes Maxwell-Element in Kombination mit einem raten-unabhängigen Kohäsivzonenmodell (siehe Abbildung 2.1) diente zur Formulierung einer ratenabhängigen Spannungs-Verschiebungs-Beziehung. Da die Viskosität weder raten- noch schädigungsabhängig gewählt wurde, fällt die Spannung bei hohen Dehnraten nicht wieder auf Null zurück. Demnach ist dieses Modell nicht geeignet, um vollständiges Versagen einer Klebverbindung realitätsnah abzubilden. Nichtsdestotrotz gelang die Kalibrierung von Modellparametern, so dass Double Cantilever Beam (DCB)-Versuche bei unterschiedlichen Prüfgeschwindigkeiten berechnet werden konnten. Die Vorhersagefähigkeit des Modells für andere Problemstellungen wurde noch nicht gezeigt. Giambanco und Fileccia Scimeni [31] formulierten ein Interphasenmodell, welches Verfestigung, Materialerweichung und Reibung berücksichtigt. Die Grundannahmen entsprechen denen von Xu et al. [71, 72], allerdings fällt die Viskosität mit zu-

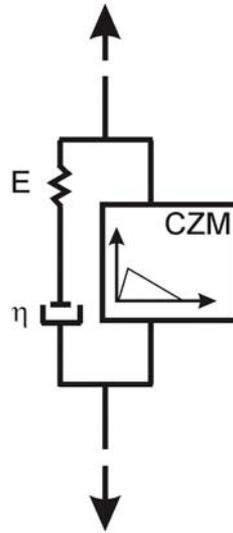


Abbildung 2.1: Ansatz von Xu et al.: Kombination von einzelmem Maxwell-Element mit raten-unabhängigem Kohäsivzonenmodell

nehmender Schädigung. Dies bedeutet eine Weiterentwicklung des Modells von Xu et al., die Spannungen gehen auch bei hohen Dehnraten auf Null zurück. Die mit diesem Interphasenmodell erzielte Spannungs-Verschiebungs-Beziehung besitzt eine bi-lineare Form im quasi-statischen Grenzfall, während bei hohen Dehnraten ein glatter Verlauf beobachtet wird. Das Modell von Giambanco und Fileccia Scimemi greift aufgrund seiner Komplexität auf eine inverse Methode zur Parameterbestimmung zurück. Eine Validierung des Modells wurde bislang noch nicht gezeigt. Weiterhin lassen sich noch zwei Gemeinsamkeiten mit dem in dieser Arbeit vorgestellten Kohäsivzonenmodell (s. Kapitel 4) aufzeigen: Sowohl die Maximalspannung als auch die Energiefreisetzungsraten sind ratenabhängig, und für die Energiefreisetzungsraten lassen sich zudem ein unterer und ein oberer Grenzwert für quasi-statische, bzw. für hochdynamische Dehnraten angeben. Zhang et al. [76] modellierten Rissfortschritt in ratenabhängig-viskoplastischen Festkörpern mit einem modifizierten Kohäsivzonenmodell. Sie nutzen ein Multiskalen-Modell, welches die plastische und die geschädigte Zone jeweils durch ein eigenes konstitutives Gesetz beschreibt. Während die Spannung in der Schädigungszone exponentiell entfestigt, wird in der plastischen Zone eine ratenabhängige Verfestigung angenommen. Die Einführung von zwei Viskositätskoeffizienten berücksichtigt die Ratenabhängigkeit in den beiden jeweiligen Zonen. Ohne diese beiden Viskositätskoeffizienten vereinfacht sich der Ansatz zu seiner raten-unabhängigen Form. Einflussfaktoren wie Materialerweichung, plastische Deformation oder Rissausbreitungsgeschwindigkeit wurden anhand von Parameterstudien untersucht, jedoch wurde auch hier noch keine experimentelle Validierung des Modells vorgenommen.

## 3. Kohäsivzonenmodelle

Zunächst gibt Unterkapitel 3.1 einen Überblick über die Eigenschaften und Besonderheiten von Kohäsivelementen. Daran anschließend beschäftigt sich Unterkapitel 3.2 mit den derzeit in der Praxis genutzten Kohäsivzonenmodellen. Dabei wird exemplarisch auf die in LS-DYNA<sup>TM</sup> implementierten Kohäsivzonenmodelle eingegangen. Vergleichbare Modelle stehen aber auch in anderen FE-Programmen (z.B. ABAQUS<sup>TM</sup>, u.a.) zur Verfügung. Eine ausführliche Dokumentation der einzelnen Modelle findet sich in den Handbüchern und Dokumentationen der jeweiligen Software. Unterkapitel 3.3 geht dann auf die klassische Schädigungsmechanik ein. Das in dieser Arbeit entwickelte ratenabhängige, elasto-plastische Kohäsivzonenmodell wird in Kapitel 4 vorgestellt.

### 3.1 Kohäsivelemente

Kohäsivelemente stellen mit ihren entsprechenden Materialmodellen ein Methode dar, um Delamination zwischen Grenzflächen in numerischen Simulationen abzubilden. Diese Modelle gehören bereits zur Standardausstattung einiger kommerzieller FE-Programme. Abbildung 3.1 zeigt die räumliche Darstellung eines Kohäsivelements mit den wichtigsten elementtypspezifischen Bezeichnungen. In seiner Form entspricht ein Kohäsivelement herkömmlichen Solidelementen, allerdings ist es oftmals hilfreich, sich unter einem Kohäsivelement zwei Grenzflächen vorzustellen, die durch eine Dicke getrennt sind. Die Deformationsmöglichkeiten des Elementes können in zwei Arten unterteilt werden. Die Relativbewegung der Grenzflächen in Dickenrichtung gibt eine Schälbelastung wieder, während die entsprechenden Verschiebungen senkrecht zur Dickenrichtung eine Schubverformung darstellen. Eine reine Deformation der Elementmittelfläche erfolgt spannungsfrei. Das Kohäsivelement ist somit nicht in der Lage, Membranspannungszustände abzubilden. Die unterschiedlichen Belastungsmoden sind in Abbildung 3.2 anschaulich zusammengefasst. Die

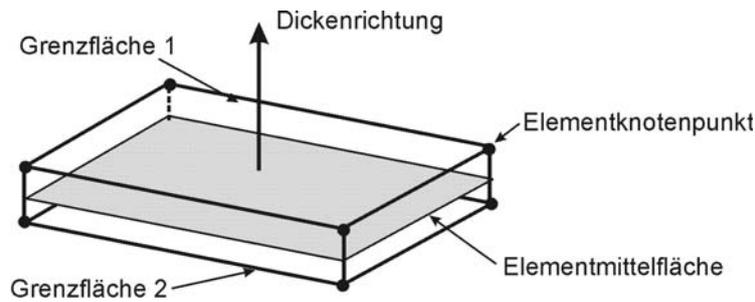


Abbildung 3.1: Räumliche Darstellung eines Kohäsivelementes (Quelle: [6])

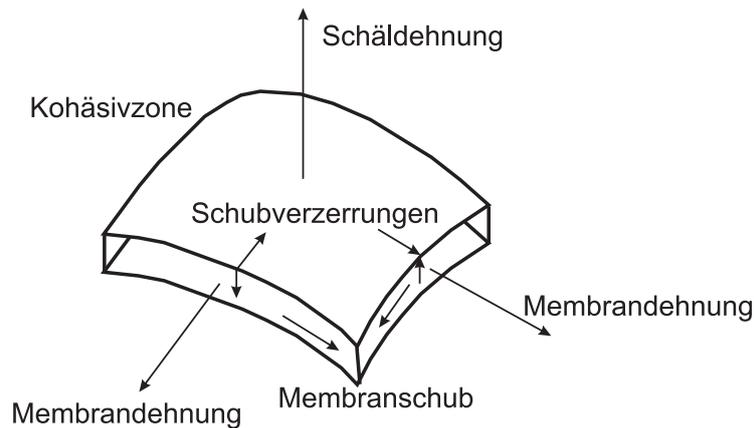


Abbildung 3.2: Deformationsmöglichkeiten eines Kohäsivelements (Quelle: [6])

Anbindung eines Kohäsivelementes an seine Umgebungsstruktur kann entweder über eine kongruente, oder über eine inkongruente Vernetzung erfolgen. Kongruente Netze bieten den Vorteil, dass keinerlei Kontaktbedingungen zur Vernetzung formuliert werden müssen, andererseits erhält man in einem solchen Fall oftmals eine sehr grobe Diskretisierung der Klebschicht, die zudem mit extremen Kantenlängenverhältnissen des Kohäsivelementes verbunden ist. Beim Einsatz von inkongruenten Netzen kann die Klebschicht im Regelfall sehr viel feiner aufgelöst werden, es sind jedoch noch weitere Kontakt- und Zwangsbedingungen zu formulieren, die sich nachteilig auf die benötigte Rechenkapazität auswirken können. Bei Modellierung der Fügepartner mit Schalenelementen muss zur korrekten Abbildung der Biegesteifigkeit oftmals der Schalenoffset berücksichtigt werden. Daher bieten kommerzielle FE-Programme Offsetformulierungen bei Kohäsivzonenelementen an. Hierbei müssen die Grenzflächen des Kohäsivelementes nicht mit den Referenzflächen der Fügepartner (Schalenelemente) zusammenfallen. Auch hier ist aufgrund der zusätzlichen Zwangsbedingungen mit einem höheren Simulationsaufwand zu rechnen.

Bei Verwendung von Kohäsivelementen sind einige Besonderheiten dieses Elementtyps zu beachten. Bei der Modellierung darf nur ein Element in Dickenrichtung gewählt werden. Weiterhin kann der kritische Zeitschritt in einer expliziten FE-Simulation, wie sie für eine Crash-Berechnung üblich ist, aufgrund der geringen Elementabmessungen in Dickenrichtung und der, verglichen mit den Fügepartnern,

geringen Steifigkeit des Klebstoffs erheblich herabgesetzt werden. Um dennoch eine sinnvolle Rechenzeit zu gewährleisten, wird in einem solchen Fall oftmals Massenskalierung eingesetzt, allerdings sollten die so erhaltenen Ergebnisse sorgfältig auf Plausibilität geprüft werden. Beim Einsatz von Kohäsivelementen in impliziten Gleichungslösern können derzeit Stabilitätsprobleme nicht generell ausgeschlossen werden. An dieser Stelle besteht noch weiterer Entwicklungsbedarf, allerdings sind implizite Gleichungslöser nicht relevant für die Crash-Berechnung. Abbildung

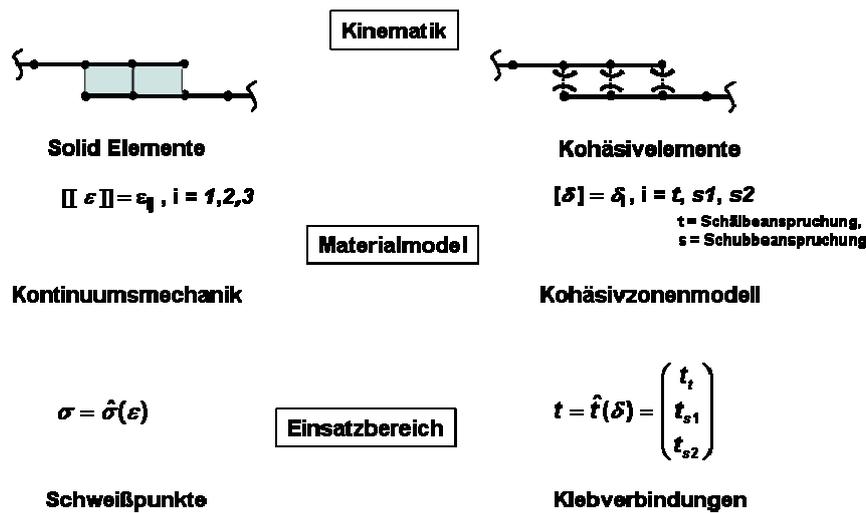


Abbildung 3.3: Kontinuumsmechanische Modelle und Kohäsivzonenmodelle (Quelle: [5])

3.3 veranschaulicht den Unterschied zwischen kontinuumsmechanischen Modellen, wie sie beispielsweise zur Modellierung von Schweißpunkten eingesetzt werden und Kohäsivzonenmodellen. Der Hauptvorteil des Kohäsivzonenmodells ist hier in der geringeren Rechenzeit zu sehen, da keine komplizierten Gleichungssysteme zu lösen sind. Detaillierte Informationen über die Beanspruchung der Klebschicht werden mit Kohäsivzonenmodellen nicht erhalten, dies ist in einer Crashsimulation jedoch für gewöhnlich auch nicht erforderlich.

## 3.2 Übersicht über gegenwärtig verfügbare Kohäsivzonenmodelle

Ein Kohäsivzonenmodell wird über Spannungs-Verschiebungs-Beziehungen für die einzelnen Belastungsmoden (Modus I und Modus II), beziehungsweise für kombinierte Beanspruchungen, den so genannten Mixed-Moden, formuliert. Der Spannungszustand wird dabei über einen direkten Zusammenhang zu den Verschiebungen in den drei lokalen Beanspruchungsrichtungen des Elements definiert, wobei eine Richtung die Schälverformung und die anderen beiden die Schubverformungen beschreiben.

In kommerziellen FE-Programmen steht eine Vielzahl solcher Spannungs-Verschiebungs-Beziehungen zur Verfügung. Im Folgenden wird exemplarisch auf Materialmodelle eingegangen, die derzeit in LS-DYNA<sup>TM</sup> implementiert sind. Vergleichbare Modelle finden sich ebenfalls in ABAQUS<sup>TM</sup> oder vergleichbaren Solvern.

Der wohl denkbar einfachste derzeit serienmäßig in LS-DYNA<sup>TM</sup> implementierte Ansatz ist MAT\_COHESIVE\_ELASTIC. Dieses Kohäsivzonenmodell beschreibt in allen drei Elementrichtungen ein rein elastisches Verhalten über einen linearen Zusammenhang zwischen Spannung und Verschiebung. Unter Schälbeanspruchung lässt sich eine kritische Last definieren, bei deren Erreichen das Element schlagartig versagt. Das Modell stellt also die erste Entwicklungsstufe von Kohäsivzonenmodellen dar, bruchmechanische Kennwerte wie Energiefreisetzungsraten, die für die Versagensbeschreibung einer Verbindung essentiell sind, finden in diesem frühen Ansatz allerdings ebenso noch keine Berücksichtigung, wie ein Versagen unter Schubbeanspruchung.

Das einfachste, für die praktische Anwendung geeignete Modell, ist MAT\_COHESIVE\_MIXED\_MODE, welches über ein bi-lineares Spannungs-Verschiebungsgesetz (Abbildung 3.4) beschrieben wird. Das Materialmodell besitzt ein quadratisches,

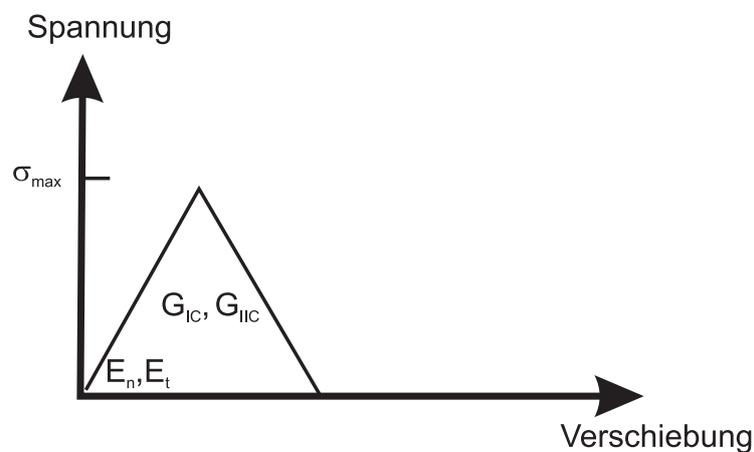


Abbildung 3.4: Bi-lineare Spannungs-Verschiebungs-Beziehung des MAT\_COHESIVE\_MIXED\_MODE (Quelle: [45])

spannungsbasiertes Schädigungsinitiierungskriterium, bei dessen Erfüllung die Spannung linear auf Null abfällt. Die Schädigungsentwicklung unter Mixed-Mode kann wahlweise mit einem Potenzgesetz oder dem Benzeggagh-Kenane (B-K)-Kriterium [12] beschrieben werden. Die Möglichkeiten dieses bi-linearen Modells wurden von Nossek und Hesebeck [5] eingehend untersucht. Nossek und Hesebeck erhielten mit diesem Materialmodell bereits gute Ergebnisse bei Schälbeanspruchungen, allerdings traten noch größere Abweichungen zwischen Simulation und Experiment bei schubdominierten Problemstellungen auf.

Eine erste, rein phänomenologische Beschreibung des plastischen Fließens im Klebstoff beschreibt MAT\_COHESIVE\_TH. Dieses Modell besitzt, ebenso wie das in dieser Arbeit vorgeschlagene Materialmodell, eine tri-lineare Spannungs-Verschiebungs-Beziehung (Abbildung 3.5), die jedoch komplett reversibel ist. Dieses unphysikalische Verhalten lässt sich in Crashsimulationen in gewisser Weise tolerieren, da hier oftmals eine monotone Belastung vorliegt. Weiterhin können die Fließspannungen in Schub- und Schälrichtung nicht getrennt definiert werden, da die Spannungs-Verschiebungs-Beziehung über eine dimensionslose Mixed-Mode-Verschiebung  $\lambda$  definiert wird. Zudem sind die Energiefreisetzungsraten keine Modellgrößen, sondern folgen indirekt aus der vorgegebenen Form der Spannungs-Verschiebungs-Beziehung.

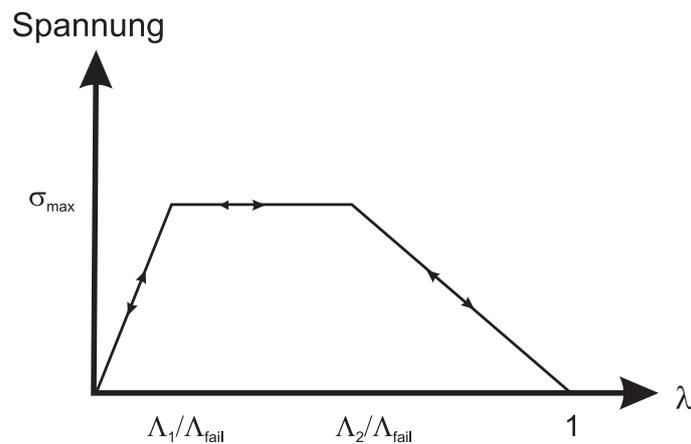


Abbildung 3.5: Tri-lineare Spannungs-Verschiebungs-Beziehung des MAT\_COHESIVE\_TH (Quelle: [45])

Ein viertes, in LS-DYNA<sup>TM</sup> implementiertes Kohäsivzonenmodell ist MAT\_COHESIVE\_GENERAL. Hier kann eine, für beide Moden identische, beliebige Spannungs-Verschiebungs-Beziehung definiert werden (Abbildung 3.6). Für die Beschreibung des Mixed-Mode-Verhaltens kann zwischen drei Formulierungen unterschieden werden: Zum einen gibt es auch hier, ähnlich MAT\_COHESIVE\_MIXED\_MODE, die Wahl zwischen einem Potenzgesetz und dem B-K-Kriterium. Somit ist es prinzipiell möglich, die bi-lineare Spannungs-Verschiebungs-Beziehung des MAT\_COHESIVE\_MIXED\_MODE durch eine beliebige Form zu ersetzen. Nutzt man eine effektive Verschiebung zur Beschreibung des Mixed-Mode-Verhaltens, lässt sich das unphysikalische, reversible Verhalten des MAT\_COHESIVE\_TH durch ein irreversibles ersetzen, ein etwaiger Entlastungspfad verläuft dabei immer durch den Ursprung der Spannungs-Verschiebungs-Beziehung. Eine solch beliebige Form der Spannungs-Verschiebungs-Beziehung wird beispielsweise von Andersson und Stigh [9] oder auch Leffler et al. [43] vorgeschlagen, die diese Form über eine analytische Lösung des J-Integrals direkt aus experimentellen Ergebnissen erhalten.

Während die bislang vorgestellten Kohäsivzonenmodelle ratenunabhängige Formulierungen besitzen, ist MAT\_ARUP\_ADHESIVE in der Lage, solche Rateneffekte

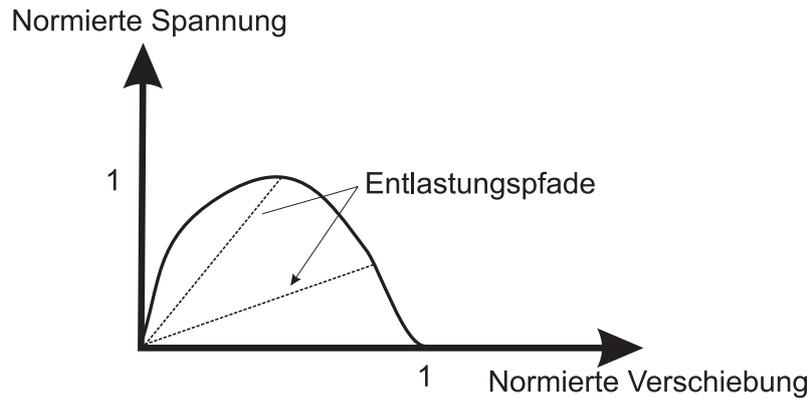


Abbildung 3.6: Normierte, beliebige Spannungs-Verschiebungs-Beziehung des MAT\_COHESIVE\_GENERAL (Quelle: [45])

zu berücksichtigen. Das Modell besitzt eine bi-lineare Spannungs-Verschiebungs-Beziehung im Modus I, und eine tri-lineare im Modus II. Die Fließ- und die Versagensfläche werden als Potenzgesetz der Schäl- und Schubspannungen definiert. Dies entspricht einer allgemeineren Formulierung des quadratischen Spannungskriteriums, welches beispielsweise MAT\_COHESIVE\_MIXED\_MODE verwendet. Die Ratenabhängigkeit von Fließspannungen und Energiefreisetzungsraten wird über einen linear-logarithmischen Zusammenhang formuliert. Diese Definition deckt sich mit den in Kapitel 5 experimentell bestimmten Regressionen zwischen Fließspannungen und Dehnraten, überschätzt jedoch bei hohen Geschwindigkeiten die Energiefreisetzungsraten, die bei schnellen Belastungen einen Plateauwert anstreben (vgl. Kapitel 5.3.1).

Im modernen Automobilbau werden zunehmend Strukturklebstoffe eingesetzt, deren mechanisches Verhalten sich mit ratenabhängigen, elasto-plastischen Materialmodellen beschreiben lässt. Ein Beispiel für einen solchen Strukturklebstoff ist Henkel Terokal 5077, dessen mechanisches Verhalten in Kapitel 5 untersucht wird. Das folgende Kapitel 4 stellt ein tri-lineares Kohäsivzonenmodell vor, welches diesem beobachteten Werkstoffverhalten Rechnung trägt und in der Lage ist, die genannten Effekte in einer Crashesimulation vereinfacht berücksichtigen zu können, ohne dabei die erforderliche Rechenkapazität signifikant zu erhöhen. Die benötigten Materialparameter für Terokal 5077 werden anschließend in Kapitel 5 ermittelt.

### 3.3 Schädigungsmechanik und Kohäsivzonenmodelle

Kohäsivzonenmodelle dienen der Beschreibung eines mechanischen Versagens und können somit in die Klasse der schädigungsmechanischen Modelle eingestuft werden. Dieses Unterkapitel soll daher einen kurzen Überblick über die klassische Schädigungsmechanik geben, die auf die frühen Arbeiten von Kachanov [41] und Rabot-

nov [56] zurückgeht, sowie über die Möglichkeiten der experimentellen Erfassung der Schädigung.

In den klassischen schädigungsmechanischen Modellen nach Kachanov und Rabotnov dient die Definition einer skalaren Schädigungsvariablen  $D$  zur Beschreibung des Steifigkeitsverlustes eines Materials während seiner Beanspruchung. Zur Definition einer skalaren, isotropen Schädigungsvariablen  $D$  definiert man zunächst ein repräsentatives Volumenelement (RVE), wie es in Abbildung 3.7 dargestellt ist. Die

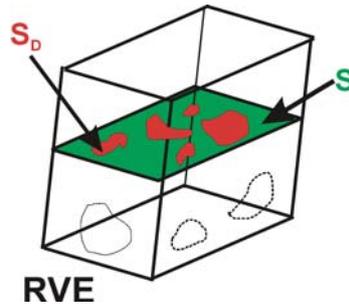


Abbildung 3.7: Repräsentatives Volumenelement (RVE)

Größe dieses RVE ist materialabhängig und sollte groß genug gewählt sein, um die Mikrorissbildung im Material zu erfassen und andererseits gleichzeitig klein genug, um Gradienten der makroskopischen Zustandsgrößen erfassen zu können. Somit beträgt der Durchmesser eines RVE beispielsweise bei Metallen und Keramiken 0.1 mm, bei Beton 100 mm und bei Polymeren 1 mm. Durch das RVE definiert man nun eine Schnittebene, die einen repräsentativen Teil der Mikrorisse im Material schneidet. Die skalare Schädigungsvariable  $D$  lässt sich nun über das Verhältnis der Schnittflächenanteile mit Mikrorissen  $S_D$  zu der gesamten Schnittfläche  $S$  definieren,

$$D = \frac{S_D}{S}. \quad (3.1)$$

Im ungeschädigten Material ist demnach  $D = 0$ , bei vollständigem Versagen nimmt  $D$  den Wert  $D = 1$  an.

Die Wirkung dieser Schädigung auf das Materialverhalten lässt sich mit dem Prinzip der effektiven Spannung beschreiben. Belastet man das RVE mit einer Kraft  $F$ , so trägt nicht mehr die gesamte Schnittfläche  $S$  die Last, sondern nur noch der ungeschädigte Teil dieser Schnittfläche

$$S_{eff} = S - S_D = (1 - D) S. \quad (3.2)$$

Daraus folgt eine effektive Normalspannung  $\sigma_{eff}$  in der Schnittfläche  $S_{eff}$ ,

$$\sigma_{eff} = \frac{F}{S_{eff}} = \frac{F}{S - S_D}. \quad (3.3)$$

Dann ergibt sich ein Zusammenhang zwischen der effektiven Spannung  $\sigma_{eff}$ , die sich auf die effektive Schnittfläche  $S_{eff}$ , die Mikrorisse enthält, bezieht und der Nennspannung  $\sigma_0$ , die sich auf das ungeschädigte Material mit der Schnittfläche  $S$  bezieht,

$$\sigma_{eff} = \frac{F}{S - S_D} = \frac{F}{S(1 - D)} = \frac{\sigma_0}{(1 - D)}. \quad (3.4)$$

Im Folgenden wird, wie beispielsweise von Chaboche [21] vorgeschlagen, von einer Äquivalenz der physikalischen und der effektiven Dehnung ausgegangen. Die physikalische Dehnung beschreibt dabei den Dehnungszustand des geschädigten Materials, die effektive Dehnung den quasi-schädigungsfreien Zustand. Somit hängt die physikalische Dehnung  $\epsilon_0$  von der makroskopischen Nennspannung  $\sigma_0$  und der Schädigung  $D$  ab, während die effektive Dehnung  $\epsilon_{eff}$  von der effektiven Spannung  $\sigma_{eff}$  in einem ungeschädigten Zustand  $D = 0$  abhängt,

$$\epsilon_0(\sigma_0, D) = \epsilon_{eff}(\sigma_{eff}, D = 0). \quad (3.5)$$

Anhand dieser Annahme lässt sich das Dehnungsverhalten eines geschädigten Materials aus dem Dehnungsverhalten eines ungeschädigten Materials ableiten, indem auf die Zusammenhänge zwischen effektiver Spannung und Nennspannung nach Gleichung 3.4 zurückgegriffen wird. Zur Veranschaulichung wird im folgenden ein linear-elastisches, isotropes Materialgesetz um Schädigung erweitert. Die Hookesche Gesetz lautet für ein solches Material

$$\sigma_0 = E_0 \epsilon_0, \quad (3.6)$$

wobei  $E_0$  die linear elastischen Eigenschaften des ungeschädigten Materials beschreibt. Für das quasi-schädigungsfreie Material gilt dann

$$\sigma_{eff} = E_0 \epsilon_{eff}. \quad (3.7)$$

Nach Annahme der Dehnungsäquivalenz folgt durch Gleichung 3.5

$$\sigma_{eff} = E_0 \epsilon_0. \quad (3.8)$$

Im Falle einer isotropen Schädigung, welche durch die skalare Größe  $D$  beschrieben wird, ergibt sich die makroskopische Nennspannung

$$\sigma_0 = (1 - D) E_0 \epsilon_0. \quad (3.9)$$

Die Schädigung bewirkt also eine Abminderung der Steifigkeit im ungeschädigten Zustand,  $E_0$ , zur effektiven Steifigkeit  $E_{eff}$ .

$$E_{eff} = (1 - D) E_0. \quad (3.10)$$

Die Messung dieses effektiven Elastizitätsmoduls  $E_{eff}$  in einer Zugprüfung stellt eine Methode dar, um die Schädigung eines Materials in einem uniaxialen Zugversuch zu bestimmen. Bei bekanntem Elastizitätsmodul  $E_0$  folgt die skalare Schädigungsvariable  $D$  aus dem aktuellen, effektiven Elastizitätsmodul  $E_{eff}$ ,

$$D = 1 - \frac{E_{eff}}{E_0}. \quad (3.11)$$

Dieses Vorgehen wurde beispielsweise Ende der Fünfziger Jahre von Kachanov [41] vorgeschlagen. Abbildung 3.8 illustriert die effektiven Elastizitätsmoduli, die in einem Zugversuch in Be- und Entlastungszyklen bestimmt werden.

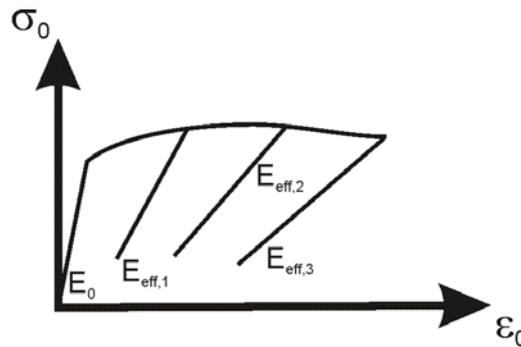


Abbildung 3.8: Bestimmung der Schädigung über effektiven Elastizitätsmodul  $E_{eff}$

In realen Versuchen ist es somit notwendig, einen linearen Bereich zu definieren, um einen effektiven Elastizitätsmodul bestimmen zu können. Weiterhin weichen im Regelfall die Elastizitätsmoduli im Be- und Entlastungsfall voneinander ab. Um diesen Schwierigkeiten bei der experimentellen Bestimmung des effektive Elastizitätsmoduls auszuweichen, kann die Bestimmung der Schädigung  $D$  alternativ über die Messung einer effektiven Hystereseffläche

$$W_{eff} = \int_{Zyklus} \sigma_0 d\epsilon_0 \quad (3.12)$$

erfolgen. Diese Vorgehen wird beispielsweise von Lau und Pao [42] vorgeschlagen. Die Fläche  $W_{eff}$  lässt somit sich als externe Arbeit interpretieren, die am Material während eines Zyklus verrichtet wird. Für ein ungeschädigtes Material erhält man nach wenigen Zyklen eine stabile Hystereseffläche, welche als initiale Hystereseffläche  $W_0$

bezeichnet wird. Gleichung 3.12 lässt sich unter Verwendung der effektive Spannung  $\sigma_{eff}$  umformen,

$$W_{eff} = \int_{Zyklus} (1 - D) \sigma_{eff} d\epsilon_0 = (1 - D) \int_{Zyklus} \sigma_{eff} d\epsilon_0. \quad (3.13)$$

Unter der Voraussetzung, dass die Schädigung während eines Zyklus konstant bleibt und sich lediglich im Versuchsverlauf ändert, lässt sich der Faktor  $(1 - D)$  in Gleichung 3.13 vor das Integral schreiben. Durch die Annahme der Dehnungsäquivalenz besteht zwischen  $\sigma_{eff}$  und  $\epsilon_0$  der gleiche funktionale Zusammenhang wie im Falle eines nicht geschädigten Materials. Somit folgt die initiale Hystereffläche  $W_0$ ,

$$W_0 = \int_{Zyklus} \sigma_{eff} d\epsilon_0, \quad (3.14)$$

im ungeschädigten Fall ( $D = 0$ ). Einsetzen von Gleichung 3.14 in Gleichung 3.13 liefert einen Zusammenhang zwischen der effektiven Hystereffläche  $W_{eff}$  und der initialen Hystereffläche  $W_0$ ,

$$W_{eff} = (1 - D) W_0. \quad (3.15)$$

Daraus lässt sich bei bekanntem  $W_0$  die Schädigung  $D$  aus der effektiven Hystereffläche  $W_{eff}$  bestimmen:

$$D = 1 - \frac{W_{eff}}{W_0}. \quad (3.16)$$

An dieser Stelle wird noch einmal auf die Ähnlichkeiten zwischen den Gleichungen 3.10 und 3.15, beziehungsweise zwischen den Gleichungen 3.11 und 3.16 hingewiesen. Die Bestimmung eines effektiven Elastizitätsmoduls lässt sich also durch die Bestimmung einer effektiven Hystereffläche ersetzen. Das letztere Verfahren besitzt versuchstechnisch Vorteile, da auf die Definition eines linear elastischen Bereichs der Messkurve zur Bestimmung des Elastizitätsmoduls verzichtet werden kann.

Ein wesentlicher Parameter des in dieser Arbeit vorgestellten weiterentwickelten Kohäsivzonenmodells ist die Energiefreisetzungsrate. Daher soll abschließend auf den Unterschied zwischen der bruchmechanischen Energiefreisetzungsrate, die das Kohäsivzonenmodell verwendet, und der schädigungsmechanischen Energiefreisetzungsrate eingegangen werden. In der Schädigungsmechanik lässt sich eine elastische Energiedichte  $\omega_{el}$  als Zustandspotential definieren,

$$\omega_{el} = \int_0^{\epsilon_{el}} \sigma_0 d\epsilon_{el} = \frac{1}{2} (1 - D) E_0 \epsilon_{el}^2. \quad (3.17)$$

Diese elastische Energiedichte  $\omega_{el}$  hängt demnach von zwei Variablen ab: der skalaren Schädigung  $D$  und der elastischen Dehnung  $\epsilon_{el}$ . Die partielle Ableitung nach der elastischen Dehnung liefert den bekannten Zusammenhang nach Gleichung 3.9:

$$\sigma_0 = \frac{\partial \omega(\epsilon_{el}, D)}{\partial \epsilon_{el}} = (1 - D) E_0 \epsilon_{el}. \quad (3.18)$$

Eine weitere interessante Größe  $Y$  erhält man nach partieller Ableitung von  $\omega_{el}$  nach der Schädigungsvariablen  $D$ ,

$$Y := -\frac{\partial \omega(\epsilon_{el}, D)}{\partial D}. \quad (3.19)$$

Die Größe  $Y$  bezeichnet die Änderung der elastischen Energie bei Schädigungszunahme. Da die bei Schädigungszunahme freigesetzte Energie negativ ist, ist  $Y$  nach Definition positiv.  $Y$  wird als schädigungsmechanische Energiefreistzungsrate bezeichnet, sie gibt die Änderung der inneren Energie mit Schädigungsfortschritt an (Lemaitre [44]). Im Gegensatz dazu gibt die bruchmechanische Energiefreistzungsrate  $G_C$  die Änderung der inneren Energie bei Rissfortschritt an. Beide Energiefreistzungsrate beschreiben also ähnliche Phänomene, allerdings auf unterschiedlichen Größenskalen. Während  $Y$  die Entstehung von Mikrorissen auf einer Mesoskala beschreibt, ist  $G_C$  eine makroskopische Größe, die einen Rissfortschritt beschreibt.



# 4. Weiterentwickeltes Kohäsivzonenmodell

Dieses Kapitel stellt das weiterentwickelte Kohäsivzonenmodell vor, wobei zunächst die Zielsetzung der Weiterentwicklung in Unterkapitel 4.1 diskutiert wird, bevor Unterkapitel 4.2 das Modell detailliert beschreibt. Unterkapitel 4.3 diskutiert abschließend das weiterentwickelte Kohäsivzonenmodell im Bezug auf seine Anwendbarkeit.

## 4.1 Zielsetzung der Weiterentwicklung

Nach derzeitigem Stand von Forschung und Technik stehen bereits einige Berechnungsmodelle für Klebverbindungen unter Crashbeanspruchung zur Verfügung. Kontinuumsmechanisch motivierte Modelle besitzen dabei den Nachteil, dass sie numerisch sehr aufwändig sind und somit zu hohen Rechenzeiten führen können, welche in der industriellen Anwendung von Nachteil sind. Weiterhin stützen sich diese Modelle weitestgehend auf inverse Parameterbestimmungen, welche ebenfalls oftmals nicht wirtschaftlich sind.

Kohäsivzonenmodelle sind hier vorteilhafter, da bei einem sehr geringen Rechenaufwand noch ein ausreichend hohes Maß an Rechengenauigkeit erzielt wird. Die derzeit allgemein verfügbaren Kohäsivzonenmodelle wurden nicht mit dem Ziel der Modellierung von Klebverbindungen formuliert, daher ist es ihnen zunächst einmal nicht möglich, das experimentell beobachtete Versagen einer Klebverbindung über mehrerer Dehnraten mit gleicher Güte zu beschreiben. Eine Ausnahme bildet hier das MAT\_ARUP\_ADHESIVE, welches speziell zur Crash-Simulation von Klebverbindungen entwickelt wurde. Hier allerdings steht beispielsweise die im Modell formulierte Ratenabhängigkeit der Energiefreisetzungsraten im Widerspruch zu experimentellen Ergebnissen.

Ziel des in Unterkapitel 4.2 beschriebenen, weiterentwickelten Kohäsivzonenmodells soll es sein, das experimentell beobachtete Versagensverhalten struktureller Klebverbindungen realitätsnah zu berücksichtigen. Dabei soll das Modell durch Berücksichtigung von Effekten der Plastizität und der Dehnratenabhängigkeit universeller einsetzbar sein, das heißt sowohl für Low-Impact, als auch für High-Speed-Crashsimulationen. Mit den derzeit verfügbaren Kohäsivzonenmodellen muss beispielsweise in Fällen unterschiedlicher Belastungsgeschwindigkeiten auf separate Parametersätze zurückgegriffen werden. Weiterhin folgen die Parameter für das weiterentwickelte Kohäsivzonenmodell direkt aus Versuchen, es ist somit keine komplexe, inverse Parameterbestimmung erforderlich.

Klebverbindungen neigen bei sehr langsamen Belastungsgeschwindigkeiten zu adhäsivem Versagen: der Klebstoff löst sich von der Fügeoberfläche. Die Vorhersage eines solchen Versagens wird derzeit von keinem Modell geleistet. Dies ist auch nicht verwunderlich, da in einem solchen Fall das Versagen von der jeweiligen Blechoberfläche abhängt und somit für jeden Einzelfall anders sein kann. Die Versuche zur Parameterbestimmung fordern daher ein kohäsives Versagen, um die Übertragbarkeit auf beliebige Strukturen gewährleisten zu können. Sofern also in einer Crashsimulation von kohäsivem Versagen der Klebverbindung ausgegangen werden kann, soll das nachstehend vorgestellte Kohäsivzonenmodell Gültigkeit besitzen, ungeachtet von den im Klebspalt vorliegenden Dehnraten.

Bei der Simulation von Kleinversuchen soll es weiterhin möglich sein, etwaige Effekte der Plastizität vorherzusagen zu können, die sich beispielsweise nach Entlastung von TDCB-Proben einstellen. Die Berücksichtigung solcher plastischen Effekte ist zwar für die industrielle Anwendung in der Regel vernachlässigbar, sie bedeutet jedoch auf der Ebene der Kleinversuche einen Fortschritt zum Stand der Technik.

## 4.2 Beschreibung des weiterentwickelten Kohäsivzonenmodells

In diesem Kapitel wird das in dieser Arbeit weiterentwickelte Kohäsivzonenmodell vorgestellt. Es handelt sich dabei um ein tri-lineares, elasto-plastisches, ratenabhängiges Kohäsivzonenmodell, welches in der kommerziellen FE-Software LS-DYNA unter dem Namen `MAT_COHESIVE_MIXED_MODE_ELASTOPLASTIC_RATE`, oder auch kurz `MAT_240`, ab der Version LS971 R5 oder höher allgemein verfügbar ist. Das Modell besitzt eine tri-lineare Spannungs-Verschiebungs-Beziehung (Abbildung 4.1) und berücksichtigt Effekte von Plastizität und Ratenabhängigkeit, welche die in Kapitel 5 experimentell bestimmten Zusammenhänge zu Grunde liegen. Das Modell besitzt ein quadratisches Spannungskriterium für Fließ- und Schädigungsbeginn, die Schädigungsentwicklung folgt einem Potenzgesetz.

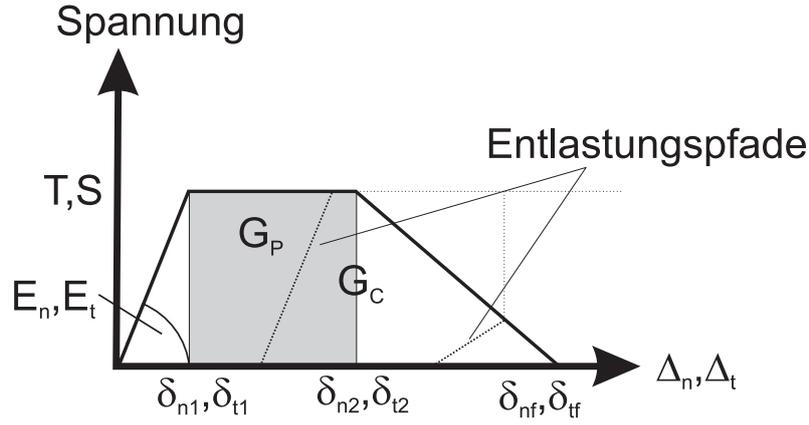


Abbildung 4.1: Tri-lineare Spannungs-Verschiebungs-Beziehung

Die Verschiebungen  $\Delta_n$  in Schälrichtung und  $\Delta_t$  in Schubrichtung berechnen sich aus den Elementverschiebungen im jeweiligen Integrationspunkt.

$$\Delta_n = \langle u_n \rangle \text{ und } \Delta_t = \sqrt{u_{t1}^2 + u_{t2}^2}, \quad \langle x \rangle = \begin{cases} x, & \text{wenn } x > 0 \\ 0, & \text{sonst} \end{cases} \quad (4.1)$$

$u_n, u_{t1}$  und  $u_{t2}$  sind dabei die Verschiebungen in Dickenrichtung und entsprechend in den beiden senkrecht dazu stehenden lokalen Elementrichtungen. Die gesamte Mixed-Mode-Verschiebung  $\Delta_m$  ergibt sich dann zu

$$\Delta_m = \sqrt{\Delta_n^2 + \Delta_t^2}. \quad (4.2)$$

Die Anfangssteifigkeiten  $E_n$  und  $E_t$  in beiden Moden folgen aus den elastischen Moduli  $E$  und  $G$ , sowie aus der Klebschicht-, bzw. Elementdicke  $t_{elem}$ ,

$$E_n = \frac{E}{t_{elem}}, E_t = \frac{G}{t_{elem}} \quad (4.3)$$

Bezeichnet  $G_C$  die Gesamtenergie unter der tri-linearen Spannungs-Verschiebungs-Kurve und  $G_P$  die Energie unterhalb des horizontalen Plateaubereiches (Abbildung 4.1), ergeben sich die Parameter  $f_{G,i}$  ( $i = 1, 2$ ), die zur genauen Beschreibung der Spannungs-Verschiebungs-Beziehung erforderlich sind,

$$0 \leq f_{G1} = \frac{G_{I,P}}{G_{IC}} < 1 - \frac{T^2}{2G_{IC}E_n} < 1 \quad (4.4)$$

$$0 \leq f_{G2} = \frac{G_{II,P}}{G_{IIC}} < 1 - \frac{S^2}{2G_{IIC}E_t} < 1 \quad (4.5)$$

für die Moden I und II. Den Parametern  $f_{G1}$  und  $f_{G2}$  kommt keine direkte physikalische Bedeutung zu, sie dienen vielmehr lediglich zur Gewährleistung der Modellstabilität, indem sie einen schlagartigen Spannungsabfall beim Versagen des Elementes vermeiden. Anschaulich dienen  $f_{G1}$  und  $f_{G2}$  der Definition des Schädigungsbeginns,  $f_{G,i} = 0$  definiert somit ein Plateau mit der Länge Null, also den bi-linearen Grenzfal. Die Wahl von  $f_{G1} = f_{G2} = 0.8$  wird empfohlen, dies ist aber im Einzelfall vom Anwender natürlich zu überprüfen.

Während  $f_{G1}$  und  $f_{G2}$  immer konstante Werte sind, können die Größen  $T, S, G_{IC}$  und  $G_{IIC}$  als Funktion einer äquivalenten Dehnrates  $\dot{\epsilon}_{eq}$ ,

$$\dot{\epsilon}_{eq} = \frac{\sqrt{\dot{u}_n^2 + \dot{u}_{t1}^2 + \dot{u}_{t2}^2}}{t_{elem}}, \quad (4.6)$$

gewählt werden.  $\dot{u}_n, \dot{u}_{t1}$  und  $\dot{u}_{t2}$  bezeichnen die Geschwindigkeiten entsprechend den Verschiebungen  $u_n, u_{t1}$  und  $u_{t2}$ . Die Form der jeweiligen Ratenabhängigkeit gründet sich auf die in Kapitel 5 beschriebenen Versuchsergebnisse.

Für die Fließspannungen  $T$  unter Schälbeanspruchung und  $S$  unter Schubbeanspruchung, stehen je zwei ratenabhängige und eine ratenunabhängige Formulierung zur Verfügung:

1. Die quadratisch-logarithmische Form

$$T(\dot{\epsilon}_{eq}) = T_0 + T_1 \left\langle \ln \frac{\dot{\epsilon}_{eq}}{\dot{\epsilon}_T} \right\rangle^2 \quad (4.7)$$

$$S(\dot{\epsilon}_{eq}) = S_0 + S_1 \left\langle \ln \frac{\dot{\epsilon}_{eq}}{\dot{\epsilon}_S} \right\rangle^2 \quad (4.8)$$

2. Die linear-logarithmische Form

$$T(\dot{\epsilon}_{eq}) = T_0 + T_1 \left\langle \ln \frac{\dot{\epsilon}_{eq}}{\dot{\epsilon}_T} \right\rangle \quad (4.9)$$

$$S(\dot{\epsilon}_{eq}) = S_0 + S_1 \left\langle \ln \frac{\dot{\epsilon}_{eq}}{\dot{\epsilon}_S} \right\rangle \quad (4.10)$$

3. Die ratenunabhängige Form

$$T(\dot{\epsilon}_{eq}) = T_0 \quad (4.11)$$

$$S(\dot{\epsilon}_{eq}) = S_0 \quad (4.12)$$

Die Ratenabhängigkeit der Energiefreisetzungsraten wird durch

$$G_{IC}(\dot{\epsilon}_{eq}) = G_{I0} + (G_{I\infty} - G_{I0}) \exp\left(-\frac{\dot{\epsilon}_{G1}}{\dot{\epsilon}_{eq}}\right), \quad (4.13)$$

$$G_{IIC}(\dot{\epsilon}_{eq}) = G_{II0} + (G_{II\infty} - G_{II0}) \exp\left(-\frac{\dot{\epsilon}_{G2}}{\dot{\epsilon}_{eq}}\right) \quad (4.14)$$

beschrieben.

Auch hier können natürlich anstatt einer ratenabhängigen Formulierung konstante Werte zugewiesen werden.

$$G_{IC}(\dot{\epsilon}_{eq}) = G_{I0}, \quad (4.15)$$

$$G_{IIC}(\dot{\epsilon}_{eq}) = G_{II0}. \quad (4.16)$$

Es muss darauf hingewiesen werden, dass die äquivalente Dehnrate  $\dot{\epsilon}_{eq}$  nur bis zum Fließbeginn  $\Delta_m > \delta_{m1}$  aktualisiert wird.

Sowohl für den Fließ- als auch für den Schädigungsbeginn im Mixed-Mode wird auf ein quadratisches Spannungskriterium zurückgegriffen, die Schädigungsentwicklung folgt einem Potenzgesetz.

Die Verschiebung bei Fließbeginn  $\delta_m$  im Mixed-Mode ist definiert als

$$\delta_{m1} = \delta_{n1} \delta_{t1} \sqrt{\frac{1 + \beta^2}{\delta_{t1}^2 + (\beta \delta_{n1})^2}}, \quad (4.17)$$

wobei  $\delta_{n1} = \frac{T}{E_n}$  und  $\delta_{t1} = \frac{S}{E_t}$  die jeweiligen Fließverschiebungen in den Einzelmodi und  $\beta = \frac{\Delta_t}{\Delta_n}$  das Mixed-Mode-Verhältnis sind.

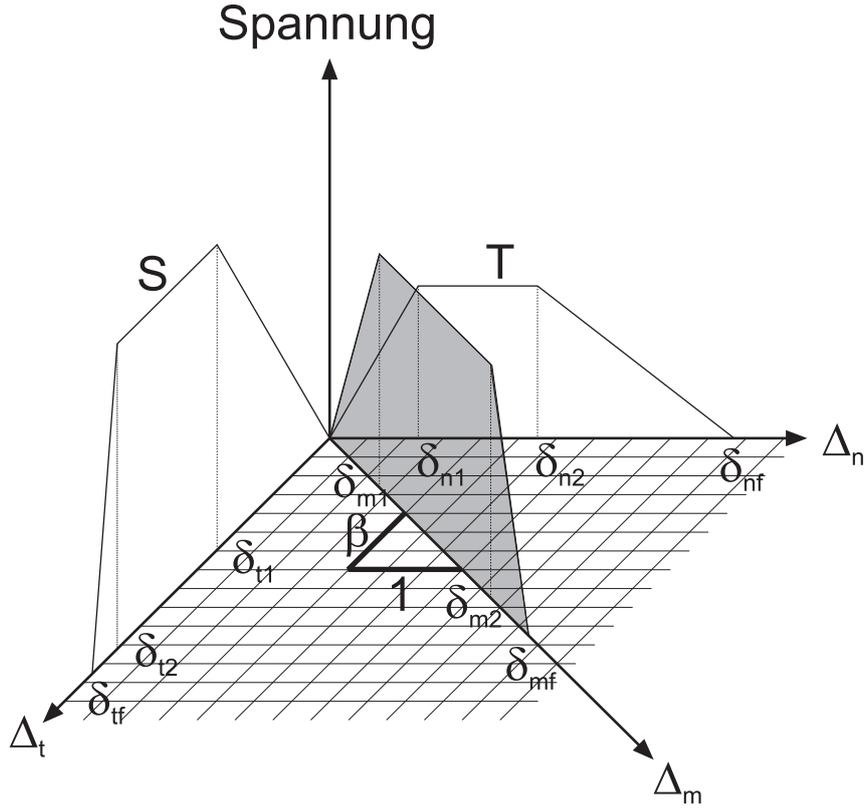


Abbildung 4.2: Tri-lineare Spannungs-Verschiebungs-Beziehung im Mixed-Mode

Analog hierzu wird auch die Mixed-Mode-Verschiebung bei Schädigungsbeginn berechnet,

$$\delta_{m2} = \delta_{n2} \delta_{t2} \sqrt{\frac{1 + \beta^2}{\delta_{t2}^2 + (\beta \delta_{n2})^2}}, \quad (4.18)$$

mit  $\delta_{n2} = \delta_{n1} + \frac{f_{G1} G_{IC}}{T}$  und  $\delta_{t2} = \delta_{t1} + \frac{f_{G2} G_{IC}}{S}$ .

Mit  $\gamma = \arccos \frac{\langle u_n \rangle}{\Delta_m}$ , folgt die Versagensverschiebung  $\delta_{mf}$ ,

$$\delta_{mf} = \frac{\delta_{m1} (\delta_{m1} - \delta_{m2}) E_n G_{IIC} \cos^2 \gamma + G_{IC} (2G_{IIC} + \delta_{m1} (\delta_{m1} - \delta_{m2}) E_t \sin^2 \gamma)}{\delta_{m1} (E_n G_{IIC} \cos^2 \gamma + E_t G_{IC} \sin^2 \gamma)}. \quad (4.19)$$

Diese Formulierung beschreibt eine Schädigungsentwicklung gemäß eines Potenzgesetzes,

$$\left( \frac{G_I}{G_{IC}} \right)^\eta + \left( \frac{G_{II}}{G_{IIC}} \right)^\eta = 1, \quad (4.20)$$

für den Spezialfall  $\eta = 1$ .

Nachdem die Knickpunkte der Spannungs-Verschiebungs-Beziehung  $\delta_{m1}$ ,  $\delta_{m2}$  und  $\delta_{mf}$  bekannt sind, können die plastischen Verschiebungen  $u_{n,P,t_i}$ ,  $u_{t1,P,t_i}$  und  $u_{t2,P,t_i}$  in jeder Elementrichtung zum aktuellen Zeitpunkt  $t_i$  berechnet werden. Die plastische Verschiebung in Schälrichtung ist gegeben durch

$$u_{n,P,t_i} = \max(u_{n,P,t_{i-1}}, u_n - \delta_{m1} \cos \gamma, 0), \quad (4.21)$$

wobei  $t_{i-1}$  den vorangegangenen Zeitpunkt bezeichnet. In Schubrichtung wird eine Schubfließverschiebung  $\delta_{t,y,t_i}$ ,

$$\delta_{t,y,t_i} = \sqrt{(u_{t1,t_i} - u_{t1,P,t_{i-1}})^2 + (u_{t2,t_i} - u_{t2,P,t_{i-1}})^2} \quad (4.22)$$

definiert. Im Falle  $\delta_{t,y,t_i} > \delta_{m1} \sin \gamma$  werden die plastischen Schubverformungen in den beiden Elementschubrichtungen aktualisiert, für die plastischen Verschiebungsinkremente gilt

$$du_{t1,P} = du_{t1}, \text{ und} \quad (4.23)$$

$$du_{t2,P} = du_{t2}. \quad (4.24)$$

Eine Schädigungsvariable  $D$  wächst monoton, sobald das Schädigungskriterium  $\Delta_m > \delta_{m2}$  erfüllt ist.

$$D_{t_i} = \max\left(\frac{\Delta_m - \delta_{m2}}{\delta_{mf} - \delta_{m2}}, D_{t_{i-1}}, 0\right). \quad (4.25)$$

Das Element ist komplett geschädigt ( $D = 1$ ), wenn  $\Delta_m > \delta_{mf}$ .

Abschließend lassen sich die Spannungen berechnen, wobei keine Schädigung unter Druckbeanspruchung in Schälrichtung berücksichtigt wird

$$\sigma_{t1,t_i} = E_t (1 - D_{t_i}) (u_{t1,t_i} - u_{t1,P,t_i}), \quad (4.26)$$

$$\sigma_{t2,t_i} = E_t (1 - D_{t_i}) (u_{t2,t_i} - u_{t2,P,t_i}), \text{ und} \quad (4.27)$$

$$\sigma_{n,t_i} = \begin{cases} E_n (1 - D_{t_i}) (u_{n,t_i} - u_{n,P,t_i}), & u_{n,t_i} - u_{n,P,t_i} > 0 \\ E_n (u_{n,t_i} - u_{n,P,t_i}), & u_{n,t_i} - u_{n,P,t_i} \leq 0 \end{cases} \quad (4.28)$$

Das weiterentwickelte Kohäsivzonenmodell wurde als Fortran 77-Subroutine in LS-DYNA<sup>TM</sup> implementiert. Der Quellcode dieser Routine ist im Anhang A aufgeführt.

### 4.3 Diskussion

Das hier vorgestellte, weiterentwickelte Kohäsivzonenmodell soll in der Lage sein, das Versagensverhalten einer Klebverbindung im Crashfall sowohl unter langsamen als auch unter sehr schnellen Belastungsraten bei geringem numerischem Aufwand hinreichend genau abzubilden.

Die Berücksichtigung der Plastizität der Klebverbindung ist in den gängigen industriellen Anwendungsgebieten von untergeordneter Bedeutung, allerdings soll die ideal elasto-plastische Spannungs-Verschiebungs-Beziehung realitätsnähere Simulationsergebnisse liefern als rein elastische Formulierungen, die den Stand von Wissenschaft und Technik darstellen. Dies trifft insbesondere für schubdomierte Belastungen zu, da hier eine größere plastische Zone vor der Rissspitze in der Klebfuge erwartet wird, als unter Schälbeanspruchung. Nach dem Stand der Technik berücksichtigt lediglich das in LS-DYNA<sup>TM</sup> implementierte und speziell für Klebverbindungen entwickelte MAT\_ARUP\_ADHESIVE eine Plastizität der Klebverbindung, allerdings ist diese Berücksichtigung nicht in den Handbüchern dokumentiert. Komplexere, kontinuumsmechanisch formulierte elasto-plastische Materialmodelle, die auch zur Berechnung von Klebverbindungen eingesetzt werden können, sind zwar in der Lage, ein plastisches Materialverhalten des Klebstoffes in der Simulation abzubilden, allerdings besitzen diese Modelle Nachteile für die praktische Anwendung in Crashsimulationen. Sie sind numerisch deutlich aufwändiger als ein Kohäsivzonenmodell und tragen somit nicht zu einer Verkürzung der Gesamtrechenzeit in einer Crashsimulation bei. Die Plastizität der Klebverbindung ist in dem weiterentwickelten Kohäsivzonenmodell bewusst denkbar einfach über eine ideal elasto-plastische Spannungs-Verschiebungs-Beziehung berücksichtigt. Das Modell soll die Plastizität in geeigneter Weise wiedergeben, ohne dabei an numerischer Effizienz zu verlieren. Dies ist durch die gewählte Umsetzung erreicht worden. In Kapitel 6.1 werden TDCB-Versuche mit einem Entlastungszyklus simuliert, hier erhält man eine akzeptable Übereinstimmung zwischen Experiment und Simulation bezüglich der plastischen Restverschiebung nach Entlastung der Probe.

Die Ratenabhängigkeit ist in dem hier vorgestellten Kohäsivzonenmodell rein phänomenologisch gegeben durch die Abhängigkeit der Fließspannungen und der Ener-

giefreisetzungsraten von einer äquivalenten Dehnrates  $\dot{\epsilon}_{eq}$ . Da die ratenabhängigen Parameter nur so lange aktualisiert werden, bis erstmals das Fließkriterium erfüllt ist, soll das Kohäsivzonenmodell nicht in der Lage sein, auf Änderungen der Belastungsgeschwindigkeit nach dem erstmaligen Erreichen des plastischen Fließens zu reagieren. In einem solchen Fall müsste auf ein komplexeres und numerisch aufwändigeres Materialmodell zurückgegriffen werden. Die gewählten Formen der Ratenabhängigkeit für Fließspannungen und Energiefreisetzungsraten stützen sich auf experimentelle Beobachtungen aus Versuchen mit Strukturklebstoffen. Durch die Wahl solcher experimentell motivierter Ratenabhängigkeiten soll eine gute Übereinstimmung zwischen Realität und Simulation erzielt werden. Nach dem Stand der Technik ist das in LS-DYNA<sup>TM</sup> verfügbare MAT\_ARUP\_ADHESIVE als einziges Kohäsivzonenmodell in der Lage, Effekte der Ratenabhängigkeit zu berücksichtigen. Zum einen wird dabei allerdings eine linear-logarithmische Abhängigkeit der Energiefreisetzungsraten von der Dehnrates gewählt, zum anderen wird diese Abhängigkeit für beide Beanspruchungsmoden durch die gleiche Funktion beschrieben. Beides steht nicht im Einklang mit experimentellen Beobachtungen. Somit ist davon auszugehen, dass die Vorhersagekraft dieses Modells trotz der Berücksichtigung einer Dehnratesabhängigkeit bei Verwendung von einem einzigen Parametersatz entweder bei sehr geringen oder bei sehr hohen Dehnrates Schwächen besitzt.

In der Literatur finden sich noch weitaus komplexere Kohäsivzonenmodelle, die allerdings eine indirekte Parameterbestimmung erfordern. Die direkte Parameteridentifikation ist ein wesentlicher Vorteil des hier vorgestellten, weiterentwickelten Kohäsivzonenmodells. Da sich die Formulierungen der Ratenabhängigkeit direkt auf experimentelle Ergebnisse stützen, lassen sich die Parameter für das Modell direkt aus Versuchen ableiten. Es kann beispielsweise vorteilhaft sein, wenn die Streuungen der Parameter aus den Versuchen bekannt sind. Weiterhin ist eine direkte Parameterbestimmung aus Zeit- und Kostengründen wirtschaftlicher als eine indirekte Bestimmung der Parameter. Die Versuche zur Parameteridentifikation lassen sich zudem mit wiederverwendbaren Füge-teilen durchführen, dies reduziert ebenfalls die entstehenden Kosten einer Parameterbestimmung. Da in den Versuchen zur Parameterbestimmung kohäsives Versagen der Klebverbindung gefordert wird, das heißt ein Versagen innerhalb des Klebstoffs und nicht in der Grenzfläche zwischen Klebstoff und Füge-teil, muss auch in der realen Anwendung ein solches Versagen vorliegen. Im Crashfall unter hohen Dehnrates ist dies meist unproblematisch, allerdings können bei geringeren Dehnrates Adhäsionsbrüche und somit Einschränkungen der Vorhersagekraft des Modells nicht ausgeschlossen werden. Dies trifft allerdings auf alle verfügbaren Modelle zu, da ein Wechsel im Versagensmechanismus nicht von einem einzigen Modell allein mit nur einem Parametersatz beschrieben werden kann.

Das hier vorgestellte Kohäsivzonenmodell stellt somit eine Erweiterung des Standes der Forschung dar, durch seine Vorteile für die industrielle Anwendung bedeutet es weiterhin einen deutlichen Fortschritt zum Stand der Technik.

Die Eignung des weiterentwickelten Kohäsivzonenmodells zur (Crash-)Simulation von strukturellen Klebverbindungen wird in den Kapiteln 6 und 7 gezeigt, sowohl auf der Ebene von Kleinversuchen als auch in einer weitaus komplexeren Komponente aus dem Automobilbau.

## 5. Versuche zur Parameteridentifikation

Ein Hauptanliegen von Crashsimulationen ist die wirklichkeitsgetreue Wiedergabe des Versagens von Verbindungen und Materialien. Moderne, hochfeste Strukturklebstoffe zeigen in Crashversuchen häufig ein rein kohäsives Bruchverhalten. Daher ist es meist möglich, das Versagen der Klebverbindung auf ein Versagen des Klebstoffes zurückzuführen.

Der Elastizitätsmodul und die Querkontraktionszahl eines Klebstoffes lassen sich in uniaxialen Zugprüfungen mit Klebstoffsubstanzproben bestimmen, wie sie beispielsweise in EN ISO 527 [1] definiert sind (Kapitel 5.1). Der im Modell als Parameter benötigte Schubmodul folgt dann aus Elastizitätsmodul und Querkontraktionszahl.

Sowohl bei der Fließgrenze als auch bei der kritischen Energiefreisetzungsrate, die zur Beschreibung des Rissfortschrittes in einer Klebverbindung dient, kann je nach Beanspruchungsart zwischen Modus I (Schälbeanspruchung) und Modus II (Schubbeanspruchung) unterschieden werden. Ein Rissfortschritt im Modus III wird in einer Klebverbindung ausgeschlossen. Dies wäre mit einem gleichzeitigen Versagen der Fügepartner verbunden und besitzt keinerlei praktische Relevanz.

Die Bestimmung der kritischen Energiefreisetzungsraten kann in unterschiedlichen bruchmechanischen Versuchen erfolgen. Im Folgenden wird eine alternative Auswertemethode von Tapered Double Cantilever Beam (TDCB)-Versuchen vorgestellt, die eine zusätzliche Information über die Energiedissipation vor Beginn des Rissfortschrittes in der Klebfuge liefert. Die experimentelle Bestimmung der Energiefreisetzungsrate im Modus II ist für hochfeste Strukturklebstoffe mit den Methoden nach dem Stand der Technik oftmals nur eingeschränkt möglich. Daher wurde die Auswertemethode des End-Loaded Shear Joint (ELSJ)-Versuchs, der im Rahmen des

Fosta-Projektes P676 [5] vorgestellt wurde, weiterentwickelt. Durch diese vorgenommene Weiterentwicklung ist die Bestimmung der kritischen Energiefreisetzungsrate im Modus II auch für Klebverbindungen mit hochfesten, crash-optimierten Strukturklebstoffen möglich.

Im Folgenden werden die Versuche beschrieben, mit denen sich die Parameter für das in Kapitel 4 vorgestellte Kohäsivzonenmodell direkt bestimmen lassen. Die Untersuchungen beschränken sich exemplarisch auf Verbindungen mit dem crash-optimierten Strukturklebstoff Terokal 5077 und einer Klebschichtdicke  $t_{adh} = 0.3 \text{ mm}$ . Die Fügepartner der in den folgenden Unterkapiteln vorgestellten Probekörper bestehen einheitlich aus Stahl 1.6358, die Oberflächen wurden vor der Applikation des Klebstoffes mit Methylethylketon gereinigt, anschließend mit Korund gestrahlt und dann nochmals mit Methylethylketon gereinigt.

## 5.1 Versuche zur Ermittlung der elastischen Konstanten

Zur Bestimmung der elastischen Konstanten, die die Zugsteifigkeit des Klebstoffes beschreiben, wurden uniaxiale Zugversuche in Anlehnung an EN ISO 527 [1] durchgeführt. Bei langsameren Prüfgeschwindigkeiten ist dabei eine dehnungsgeregelte Prüfung möglich, mit der eine konstante Dehnrate im relevanten Bereich der Probe über die gesamte Versuchszeit erzielt kann. Abbildung 5.1 zeigt die ermittelten Nennspannungs-Zeit-Verläufe für zwei konstante Dehnraten,  $\dot{\epsilon} = 1 \times 10^{-5} \text{ s}^{-1}$  und  $\dot{\epsilon} = 1 \times 10^{-3} \text{ s}^{-1}$ .

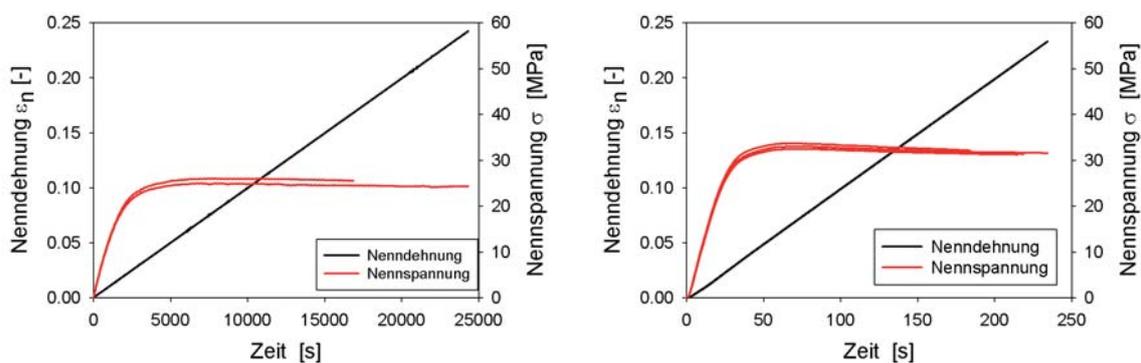


Abbildung 5.1: Einachsiger Zugversuch: Versuche bei  $\dot{\epsilon}_L = 10^{-5} \text{ s}^{-1}$  und  $\dot{\epsilon}_L = 10^{-3} \text{ s}^{-1}$

Die Versuche bei höheren Geschwindigkeiten wurden in einer servo-hydraulischen Prüfmaschine in Wegregelung durchgeführt. Diese Wegregelung führt in den Versuchen zu einer Beschleunigung beim Beginn des plastischen Fließens, jedoch kann sowohl im elastischen, als auch im plastischen Bereich jeweils von einer konstanten

Dehnraten ausgegangen werden (Abbildung 5.2). In der Auswertung wurde der elastische Bereich zwischen Nennspannungen 2 und 6 MPa und der plastische Bereich entsprechend zwischen Nennspannungen 6 und 7 MPa definiert. In einigen Versuchen beschreibt der so definierte plastische Bereich erst den Beginn des plastischen Plateaus, es wurden jedoch aus Gründen der Vergleichbarkeit einheitliche Bereiche für alle Versuchsgeschwindigkeiten gewählt.

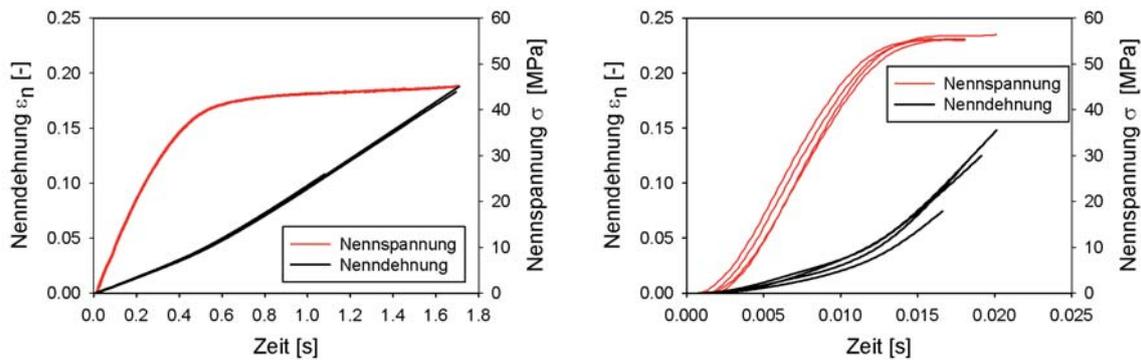


Abbildung 5.2: Einachsiger Zugversuch: Versuche bei  $\dot{\epsilon}_L = 10^{-1} \text{ s}^{-1}$  und  $\dot{\epsilon}_L = 10 \text{ s}^{-1}$

Zur Bestimmung der Querkontraktionszahl  $\nu$  erfolgte eine zusätzliche Messung der Änderung der Probenbreite.  $\nu$  folgt dann aus der Steigung einer linearen Regression zwischen Querdehnung  $\epsilon_Q$  und Längsdehnung  $\epsilon_L$  im elastischen Bereich, der Elastizitätsmodul  $E$  ist die Steigung einer linearen Regression aus Nennspannung  $\sigma$  und Längsdehnung  $\epsilon_L$ , ebenfalls im elastischen Bereich.

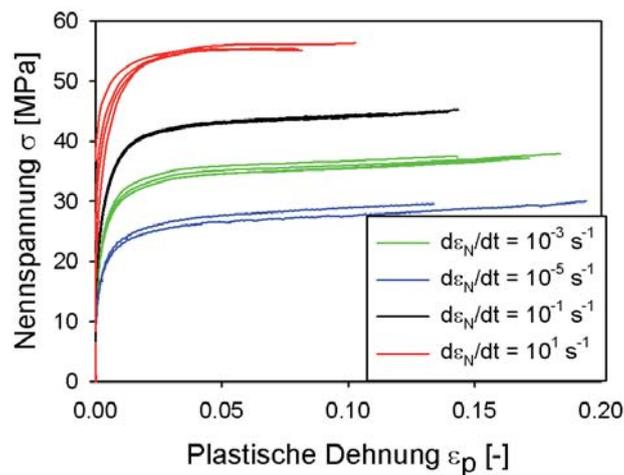


Abbildung 5.3: Plastische Verfestigungskurven für unterschiedliche Nenndehnraten

Abbildung 5.3 zeigt die plastische Verfestigung des Terokal 5077 für unterschiedliche Dehnraten. Hier ist ein deutlicher Anstieg der Fließspannung mit steigender Dehnraten zu erkennen. Dies ist ein charakteristisches Verhalten für viele crash-optimierte

Strukturklebstoffe, welches das in Kapitel 3 vorgestellte Modell vereinfacht zu beschreiben in der Lage ist. Sowohl die Steifigkeit als auch die Querkontraktionszahl zeigen eine eher schwache Abhängigkeit von der Dehnrates (Abbildung 5.4), die für den praktischen Gebrauch und die Umsetzung in numerischen Modellen vernachlässigt werden kann. Zudem dominiert die Steifigkeit der metallischen Fügepartner weitgehend die Steifigkeit der gesamten Verbindung, auch aus diesen Gründen besitzt eine genauere Erfassung der Steifigkeit in numerischen Modellen keinen nennenswerten Vorteil.

Die Ergebnisse der Versuche an Substanzproben sind in Abbildung 5.4 zusammenfassend dargestellt, dabei wurden die bei einer elastischen Dehnrates  $\dot{\epsilon} = 10^{-3} \text{ s}^{-1}$  ermittelten Größen  $E = 1490 \pm 165 \text{ MPa}$  und  $\nu = 0.420 \pm 0.005$  als ratenunabhängige Werte für den untersuchten Klebstoff definiert. Der im späteren Modell benötigte Schubmodul beträgt somit  $G = 525 \pm 70 \text{ MPa}$ .

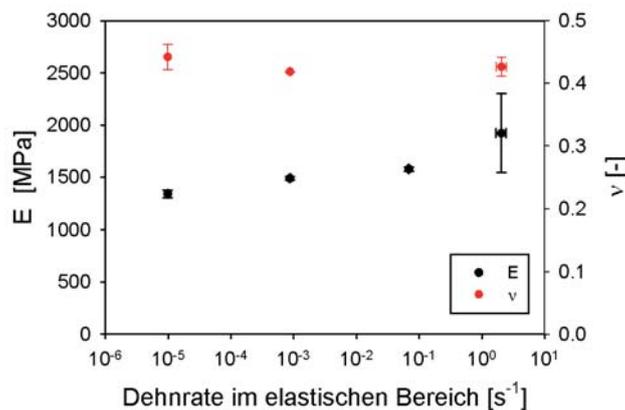


Abbildung 5.4: Einachsige Zugprüfung an Substanzproben: E-Modul und Querkontraktionszahl in Abhängigkeit der elastischen Dehnrates

## 5.2 Versuche zur Bestimmung des ratenabhängigen plastischen Fließens

Die plastischen Fließspannungen der Klebverbindung unter Normal- und unter Schubbeanspruchung werden in Kopfzugversuchen und *steifen* Zugscherversuchen bestimmt. Diese Versuche sind Standardversuche zur Bestimmung der Eigenschaften von Klebverbindungen und stellen somit keinen neuartigen Beitrag zum Stand der Forschung oder der Technik dar. Unterkapitel 5.2.1 stellt im Folgenden die in dieser Arbeit durchgeführten Kopfzugversuche vor, Unterkapitel 5.2.1 beschäftigt sich dann anschließend mit den *steifen* Zugscherversuchen.

### 5.2.1 Modus I

Die querdehnungsbehinderte Fließspannung unter Beanspruchung im Modus I lässt sich mit so genannten Kopfzugproben bestimmen (Abbildung 5.5).

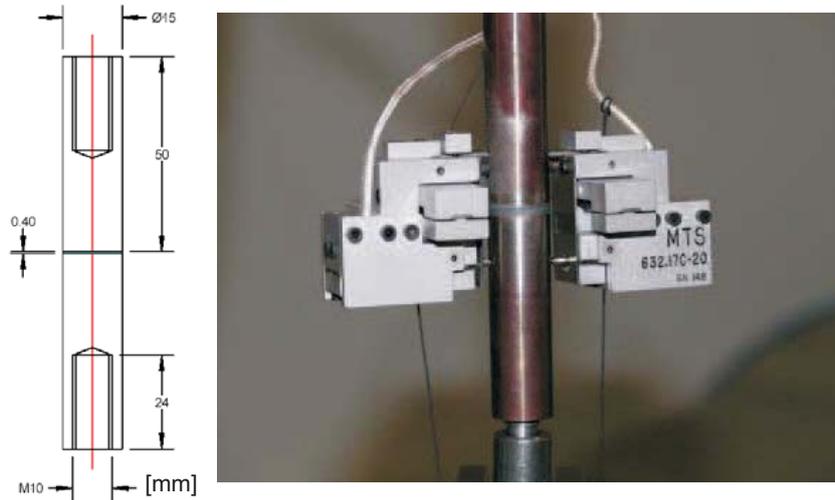


Abbildung 5.5: Kopfzugtest: Probengeometrie und Versuchsaufbau (Quelle: [5])

Kopfzugproben bestehen aus zwei zylindrischen Stahlfügeteilen mit einem Durchmesser von 15 mm, die an ihren stumpfen Seiten aneinander geklebt sind. Diese beiden Fügeteile werden dann entlang der Zylinderachse auseinander gezogen, so dass die Klebfuge eine Normalbeanspruchung erfährt. Der Kopfzugversuch ist somit ein Zugversuch mit einem querdehnungsbehinderten Normalspannungszustand im Klebstoff. In Kopfzugversuchen mit elasto-plastischen Strukturklebstoffen erreicht die gemessene Kraft bei Beginn des plastischen Fließens im Klebstoff ein Plateau. Abbildung 5.6 zeigt einen Kraft-Lokalweg-Verlauf, wie er typischerweise in einem Kopfzugversuch erhalten wird. Die Nenn-Fließspannung  $T$  ergibt sich dann als Quotient der gemessenen Plateaukraft  $F_{Plat}$  und der Klebfläche  $A_{adh}$ ,

$$T = \frac{F_{Plat}}{A_{adh}}, \quad (5.1)$$

während die zugehörige Dehnrates aus der lokal an der Klebschicht (s. Abbildung 5.5) gemessenen Geschwindigkeit  $v_{lokal}$  und der Klebschichtdicke  $t_{adh}$  bei Fließbeginn ermittelt wird,

$$\dot{\epsilon} = \frac{v_{lokal}}{t_{adh}}. \quad (5.2)$$

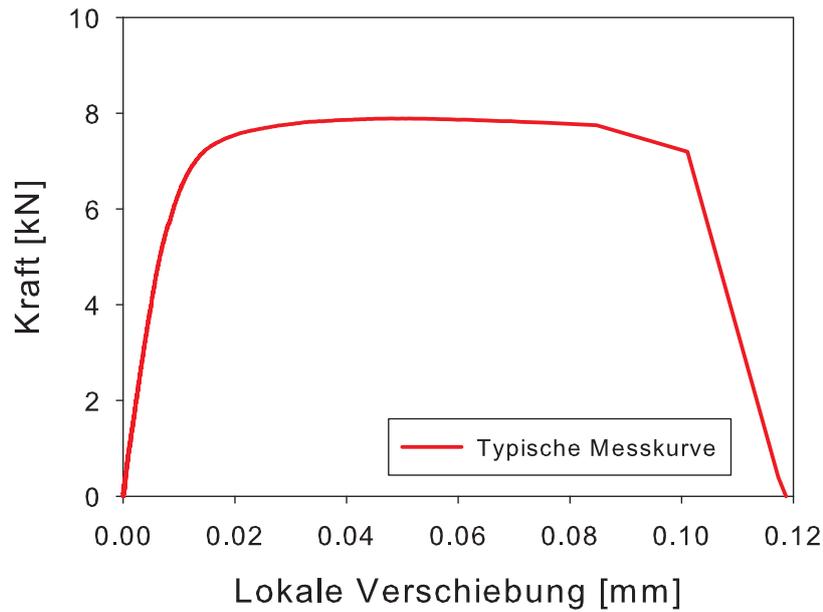


Abbildung 5.6: Typische gemessene Kraft-Weg-Kurve eines Kopfzugversuches

Ein eventueller Einfluss der Stahldehnung im Messbereich kann unter den vorliegenden Lasten bei einer lokalen Verformungsmessung vernachlässigt werden. Abbildung 5.7 zeigt die Fließspannung im Modus I in Abhängigkeit von der bei Fließbeginn ermittelten Dehnrate für den Strukturklebstoff Terokal 5077.

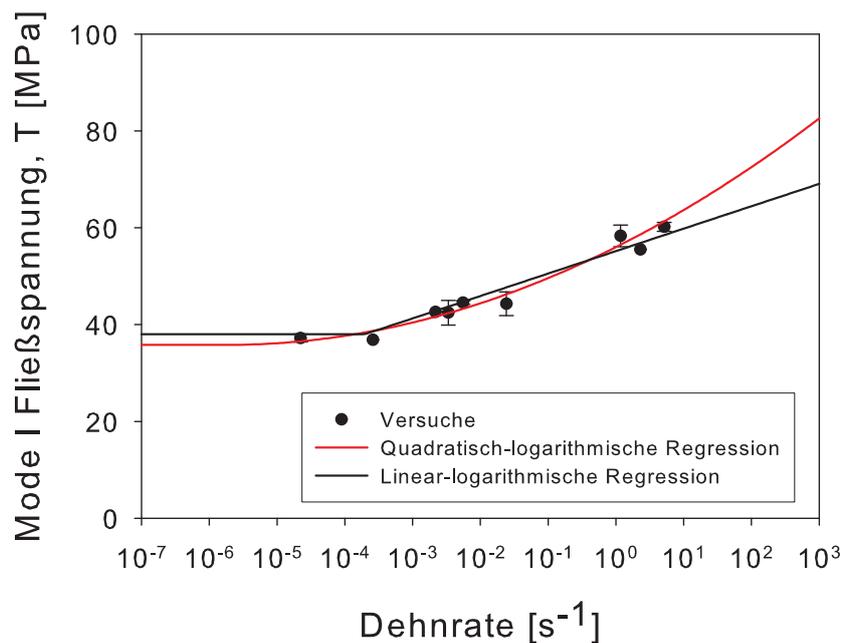


Abbildung 5.7: Fließspannung im Modus I in Abhängigkeit von der Dehnrate

Die Versuchsergebnisse lassen sich durch analytische Regressionsfunktionen annähern, ein linearer und ein quadratischer Zusammenhang im halb-logarithmischen können wahlweise in dem in Kapitel 3 vorgestellten Materialmodell ausgewählt werden:

$$T(\dot{\epsilon}) = T_0 + T_1 \left\langle \ln \frac{\dot{\epsilon}}{\dot{\epsilon}_T} \right\rangle \quad (5.3)$$

mit den Materialparametern  $T_0 = 38.0 \text{ MPa}$ ,  $T_1 = 2.011 \pm 0.203 \text{ MPa}$  und  $\dot{\epsilon}_T = 2.5 \times 10^{-8} \pm 3.6 \times 10^{-8} \text{ s}^{-1}$ , beziehungsweise

$$T(\dot{\epsilon}) = T_0 + T_1 \left\langle \ln \frac{\dot{\epsilon}}{\dot{\epsilon}_T} \right\rangle^2. \quad (5.4)$$

mit Parametern  $T_0 = 35.81 \pm 3.02 \text{ MPa}$ ,  $T_1 = 0.12 \pm 0.04 \text{ MPa}$  und  $\dot{\epsilon}_T = 1.80 \times 10^{-6} \pm 6.4 \times 10^{-6} \text{ s}^{-1}$ .

### 5.2.2 Modus II

Das Fließverhalten des Klebstoffes unter Schubbeanspruchung wird mit Hilfe von *steifen* Zugscher-Proben (s. Abbildung 5.8) untersucht. Prinzipiell funktioniert der *steife* Zugscherversuch wie der voran beschriebene Kopfzugversuch, mit dem wesentlichen Unterschied, dass die Klebfuge nun nicht in Normalenrichtung, sondern in Tangentialrichtung (Schubrichtung) beansprucht wird. Wie im Kopfzugversuch strebt die gemessene Kraft beim Beginn des plastischen Fließens im Klebstoff ein Plateau an, wie Abbildung 5.9, die eine typische Kraft-Lokalweg-Kurve in einem *steifen* Zugscherversuch zeigt, verdeutlicht. Weiterhin ist die Fügeteildicke ( $t = 5 \text{ mm}$ ) einer *steifen* Zugscherprobe so gewählt, dass rein elastische Deformationen der Fügeteile sichergestellt sind. Somit kann aus der ermittelten Plateaukraft und den lokal gemessenen Geschwindigkeiten, analog zum Kopfzugversuch, die entsprechende Nenn-Fließspannung  $S$  unter Schublast bestimmt werden.

$$S = \frac{F_{Plat}}{A_{adh}}, \quad \dot{\epsilon} = \frac{v_{lokal}}{t_{adh}}. \quad (5.5)$$

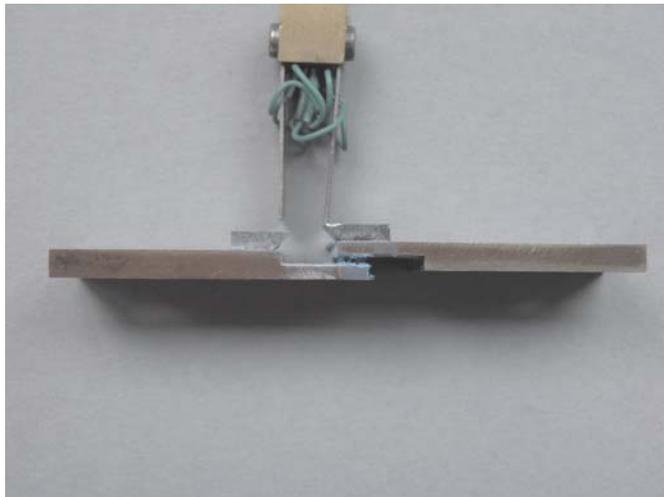
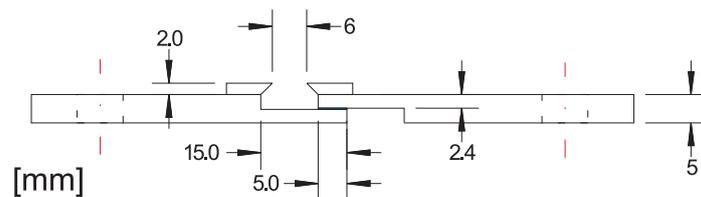


Abbildung 5.8: *Steife* Zugscherprobe, Probengeometrie und Probe mit Clip zur lokalen Wegmessung (Quelle: [5])

Abbildung 5.10 zeigt die ratenabhängige Fließspannung des Terokal 5077 unter Schubbeanspruchung mit der entsprechend gewählten Regression,

$$S(\dot{\epsilon}) = S_0 + S_1 \left( \ln \frac{\dot{\epsilon}}{\dot{\epsilon}_S} \right) \quad (5.6)$$

mit den Materialparametern  $S_0 = 20.0 \text{ MPa}$ ,  $S_1 = 1.55 \pm 0.13 \text{ MPa}$  und  $\dot{\epsilon}_S = 5.08 \times 10^{-4} \pm 4.30 \times 10^{-4} \text{ s}^{-1}$ . Die Untergrenze  $S_0 = 20.0 \text{ MPa}$  wurde festgelegt, da zum einen bei langsameren Geschwindigkeiten keine Versuchsergebnisse vorliegen, und zum anderen dieser Bereich keine praktische Relevanz in Crashanwendungen besitzt.

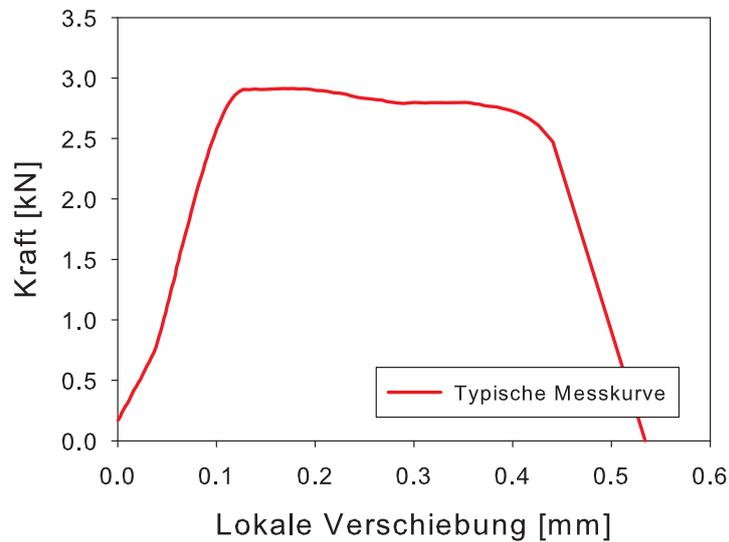


Abbildung 5.9: Typische gemessene Kraft-Weg-Kurve in einem *steifen* Zugscherversuch

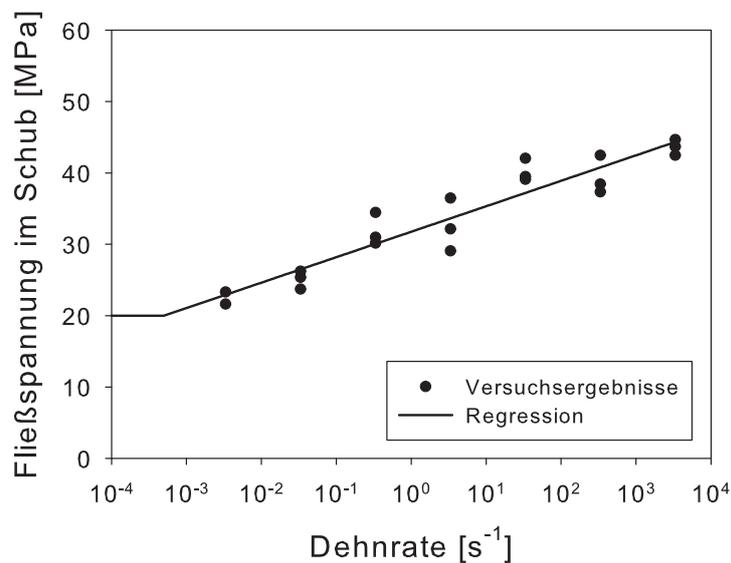


Abbildung 5.10: Fließspannung im Modus II in Abhängigkeit von der Dehnrate

### 5.3 Bruchmechanische Versuche zur Bestimmung der Energiefreisetzungsraten

Die bruchmechanischen Energiefreisetzungsraten sind von großer Bedeutung für das Versagensverhalten einer Klebverbindung und sind somit auch wesentliche Parameter des in dieser Arbeit vorgestellten Kohäsivzonenmodells. Derzeit existiert eine Vielzahl von Möglichkeiten, die Energiefreisetzungsraten einer Klebverbindung experimentell zu bestimmen. In dieser Arbeit werden zwei deutliche Novitäten zum Stand der Forschung auf diesem experimentellen Feld vorgestellt.

Die erste Novität besteht in einer neuen Auswertemethode für bruchmechanische Versuche. Dabei wird die während des Rissfortschritts dissipierte Energie durch Integration einer gemessenen Kraft-Weg-Kurve experimentell erfasst, die Energiefreisetzungsraten folgt dann aus der Korrelation zwischen erzeugter Risslänge und dissipierter Energie. Der wesentliche neue Aspekt liegt dabei auf einer linearen Regression zwischen Risswachstum und dissipierter Energie. Die Steigung dieser Regressionsgeraden ist die Energiefreisetzungsraten, der Achsabschnitt liefert eine Energie, die vor Beginn des Risswachstums in der Klebfuge dissipiert wird. Eine solche Rissinitiierungsenergie wird derzeit allerdings noch nicht von Berechnungsmodellen berücksichtigt, der experimentelle Stand der Forschung ist somit durch das neue Auswerteverfahren weiter vorangeschritten als der Stand der Forschung im Bezug auf die numerische Modellierung von Klebverbindungen. Unterkapitel 5.3.1 beschäftigt sich mit der Bestimmung der Energiefreisetzungsraten im Modus I und stellt in diesem Rahmen das neue Auswerteverfahren vor.

Bei der experimentellen Bestimmung der Energiefreisetzungsraten unter Schubbeanspruchung können bei hochfesten Strukturklebstoffen Probleme auftreten. Die analytischen Auswerteverfahren für bruchmechanische Versuche setzen eine rein elastische Deformation der Fügepartner voraus. Bei hochfesten Klebstoffen können allerdings plastische Fügepartnerdeformationen auftreten, bevor der Riss zu wachsen beginnt. In solchen Fällen lässt sich die Energiefreisetzungsraten nicht mehr mit den zur Verfügung stehenden Verfahren bestimmen. Aus diesem Grund wird in Unterkapitel 5.3.2 ein neuer Probentyp vorgestellt, mit dem sich die Energiefreisetzungsraten unter Schubbeanspruchung bestimmen lässt. Erste Vorversuche mit diesem Probentyp finden sich bereits in [5]. Zur Auswertung der Versuche mit dem neuen Probentyp kommt wiederum das in Unterkapitel 5.3.1 vorgestellte neue Auswerteverfahren zum Einsatz. Der neue Probentyp stellt einen deutlichen Fortschritt zum Stand von Wissenschaft und Technik dar, da es nunmehr möglich ist, auch von hochfesten, strukturellen Klebverbindungen die Energiefreisetzungsraten unter Schubbeanspruchung experimentell zu bestimmen.

### 5.3.1 Modus I

Die Energiefreisetzungsrate im Modus I,  $G_{IC}$ , lässt sich unter anderem in (Tapered) Double Cantilever Beam (DCB/TDCB)-Versuchen bestimmen und wird dann in der Regel mit Hilfe der Irwin-Kies-Gleichung (Gl. 5.7) ausgewertet (Blackman et al. [14, 15, 16, 18, 64], beziehungsweise internationale Normen [2, 3]). Diese Methode verlangt zur Auswertung von  $G_{IC}$  lediglich eine Kraftmessung. Andersson und Stigh [9] messen in DCB-Versuchen zusätzlich die Rotation des Krafteinleitungspunktes. Mit einer analytischen Lösung für das J-Integral erhalten sie die zudem eine vollständige Spannungs-Verschiebungs-Beziehung an der Risspitze. Die zusätzlich erforderliche Messung der Rotation beschränkt ihre Versuche derzeit allerdings noch auf langsame Prüfgeschwindigkeiten. Im Fosta-Projekt P676 [5] wurde  $G_{IC}$  in TDCB-Versuchen nach einem Belastungs-/Entlastungszyklus bestimmt. Die Energiefreisetzungsrate ergibt sich dann als Quotient aus der insgesamt dissipierten Energie, die dem Integral der Kraft-Weg-Kurve entspricht, und der im Versuch entstandenen Risslänge, die entweder optisch oder über den Abfall der Probensteifigkeit nach Versuchsende bestimmt werden kann. Dieses Auswerteverfahren geht von der Annahme aus, dass die vor Rissbeginn zur Bildung einer plastischen Zone dissipierte Energie einen vernachlässigbar kleinen Einfluss auf die während des Versuchs insgesamt dissipierte Energie hat. Diese Annahme ist jedoch, auch für sehr dünne Klebschichten, nicht immer zutreffend. Eine im Folgenden vorgestellte Modifikation dieser Auswertemethode bestätigt zum einen die Auswerteverfahren nach dem Stand der Technik, und gibt zum anderen auch noch zusätzliche Informationen über die im Klebstoff dissipierte Energie vor Beginn des Rissfortschritts.

Zur Ermittlung von  $G_{IC}$  findet sich in der Literatur eine Vielzahl unterschiedlicher Probengeometrien (z.B. in [63]). Im folgenden werden zwei Probenformen eingesetzt: Typ 1 ist den einschlägigen Normen [2, 3] entnommen, es wurde lediglich eine lineare Abschrägung anstelle der nach Norm vorgeschlagenen parabolischen Form dritter Ordnung verwendet, da diese aufwändig zu fertigende Form lediglich aus analytischen Überlegungen zur Bestimmung der Nachgiebigkeitsänderung mit Rissfortschritt,  $dC/da$ , resultiert. Für die vorliegende Probenform wurde  $dC/da$  numerisch bestimmt. Probentyp 2 wurde im FOSTA P676-Projekt [5] eingesetzt und zeichnet sich durch seine geringere Masse aus, die insbesondere bei schnellen Prüfgeschwindigkeit aus versuchstechnischer Sicht vorteilhaft sein kann.

Die Abhängigkeit von  $G_{IC}$  von der Prüfgeschwindigkeit wurde ausschließlich mit Probentyp 1 untersucht. Zur Auswertung wurde auf die Irwin-Kies-Gleichung,

$$G_{IC} = \frac{F_{Plat}^2}{2b} \frac{dC}{da}, \quad (5.7)$$

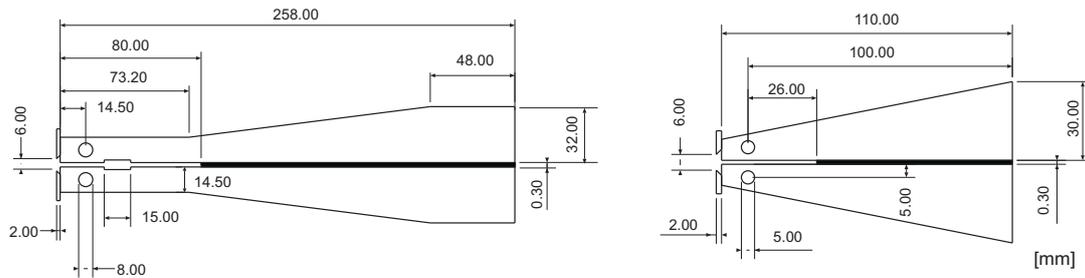


Abbildung 5.11: Abmessungen der TDCB-Probengeometrien: Links: Typ 1; Rechts: Typ 2

zurückgegriffen. Hierin beschreibt  $F_{Plat}$  die gemessene Plateaukraft (Abbildung 5.12) während des Rissfortschritts,  $b$  ist die Probenbreite, die bei den beiden eingesetzten Probentypen einheitlich 5 mm beträgt. Die Konstante  $dC/da = 3.56 \times 10^{-5} \text{ N}^{-1}$  wurde numerisch bestimmt für Probentyp 1 mit einer Klebschichtdicke  $t_{adh} = 0.3 \text{ mm}$ . Die genaue Dicke der Klebschicht hat allerdings keinen nennenswerten Einfluss auf  $dC/da$ , welches im wesentlichen von der Steifigkeit der Fügepartner abhängt.

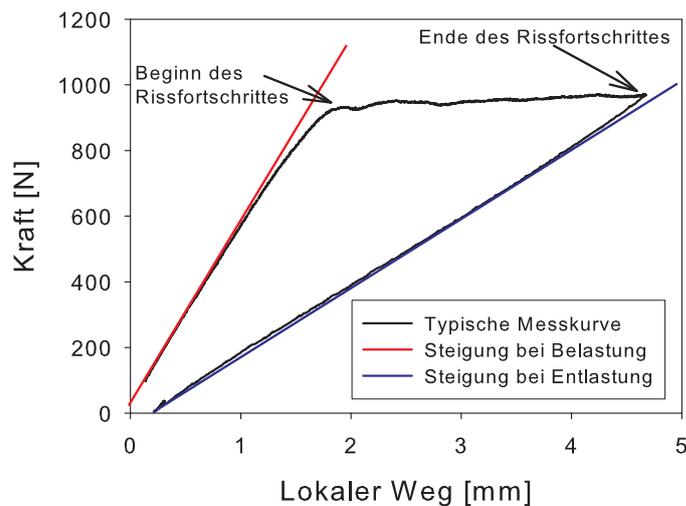


Abbildung 5.12: Typische Kraft-Weg-Kurve aus TDCB-Versuch (TDCB Probentyp 1)

Abbildung 5.13 zeigt die Abhängigkeit von  $G_{IC}$  von der Prüfgeschwindigkeit  $v_{test}$ .

Zur Parameterbestimmung für das in Kapitel 3 beschriebene Materialmodell, muss eine Umrechnung von Prüfgeschwindigkeit auf die Dehnraten bei Fließbeginn erfolgen. Abbildung 5.14 veranschaulicht diese Dehnraten am Ergebnis einer Simulation. Im Bereich der Plateaukraft, in dem  $G_{IC}$  ermittelt wurde, ergibt sich eine annähernd konstante Dehnraten in der Simulation eines TDCB-Versuchs, somit unterscheidet sich die Prüfgeschwindigkeit lediglich um einen konstanten Faktor von der Dehnraten.

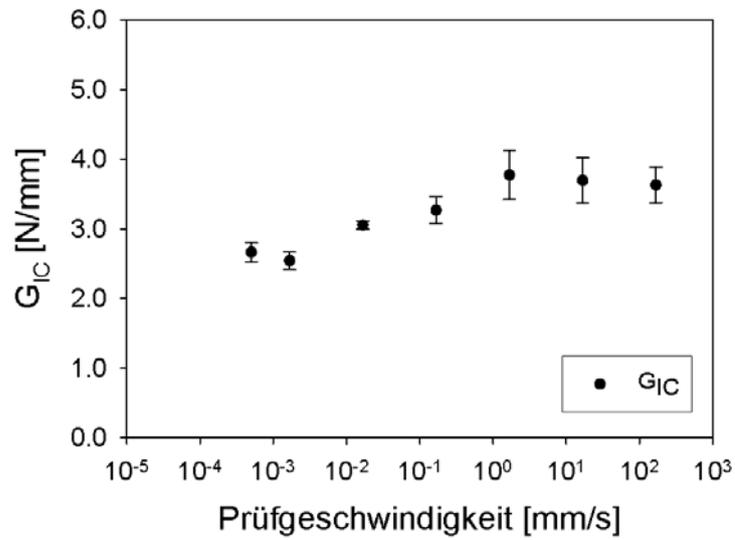


Abbildung 5.13:  $G_{IC}$  in Abhängigkeit von der Prüfgeschwindigkeit  $v_{test}$

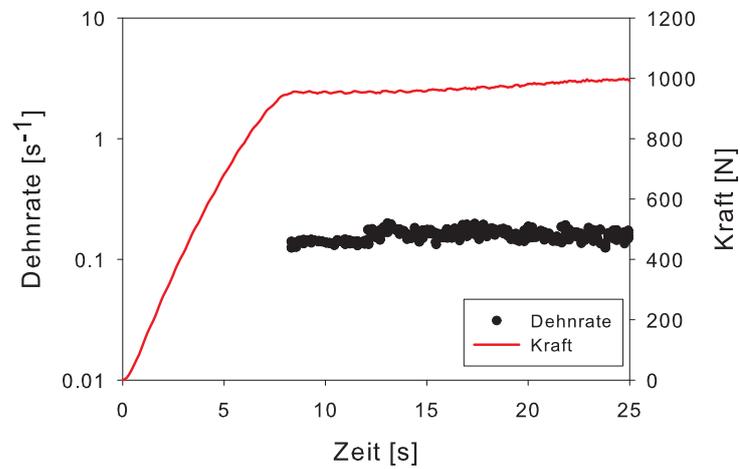


Abbildung 5.14: Ratenabhängigkeit von  $G_{IC}$ : Dehnraten in TDCB-Simulation

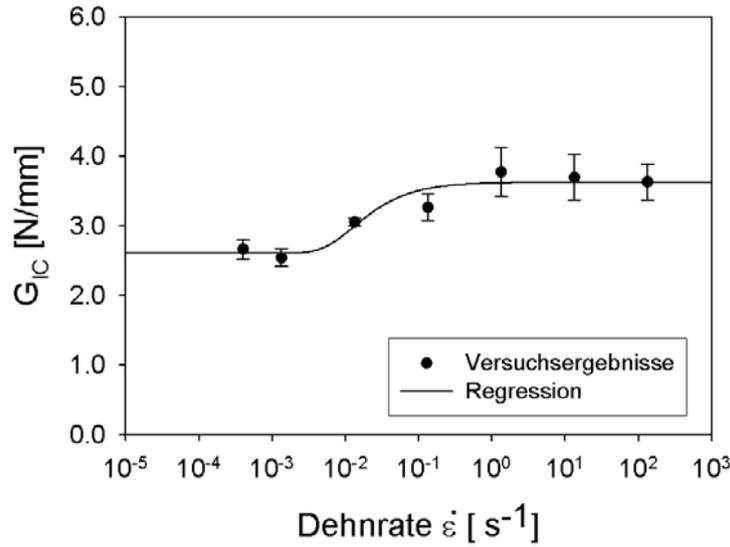


Abbildung 5.15: Abhängigkeit von  $G_{IC}$  von der Dehnrade

Abbildung 5.15 zeigt die Abhängigkeit von  $G_{IC}$  von der errechneten Dehnrade, die durch eine analytische Regressionsfunktion beschrieben werden kann,

$$G_{IC}(\dot{\epsilon}) = G_{I0} + (G_{I\infty} - G_{I0}) \exp\left(-\frac{\dot{\epsilon}_{G1}}{\dot{\epsilon}}\right), \quad (5.8)$$

mit Parametern  $G_{I0} = 2.61 \pm 0.12 \text{ N/mm}$ ,  $G_{I\infty} = 3.63 \pm 0.09 \text{ N/mm}$  und  $\dot{\epsilon}_{G1} = 1.30 \times 10^{-2} \pm 6.4 \times 10^{-4} \text{ s}^{-1}$ .

Hierin sind die Modellparameter  $G_{I0}$  und  $G_{I\infty}$  die beobachteten unteren und oberen Plateauwerte der Energiefreisetzungsgeschwindigkeit, während  $\dot{\epsilon}_{GI}$  den Übergangsbereich beschreibt.

Neben der Untersuchung der Ratenabhängigkeit von  $G_{IC}$  wird an dieser Stelle noch ein weiteres, alternatives Auswerteverfahren für TDCB-Versuche vorgestellt, welches auf einer Bestimmung der dissipierten Energie durch Integration einer gemessenen Kraft-Weg-Kurve beruht. Abbildung 5.12 zeigt eine typische Kraft-Weg-Kurve, wie sie in einem TDCB-Versuch erhalten wird. In dem gezeigten Versuch wird die Probe allerdings nicht bis zum vollständigen Versagen belastet, vielmehr kommt der Rissfortschritt durch eine Entlastung der Probe zum Stillstand. Da insbesondere bei hohen Prüfgeschwindigkeiten der gemessene Traversenweg häufig von der real an der Probe auftretenden Verschiebung abweicht, wird zusätzlich eine lokale Verformungsmessung an einer Stelle, die sich 12 mm vom Kraftereinleitungspunkt entfernt befindet, direkt an der Probe durchgeführt. Der an dieser Stelle gemessene Weg weicht aufgrund der Rotation der Probe im Kraftereinleitungspunkt von dem Weg in Kraftlinie ab. Daher wird - abhängig von der aktuellen Rissposition - der Weg in der Kraftwir-

kungslinie  $u_F$  aus dem an der Probe lokal gemessenen Weg  $u_c$  bestimmt. Abbildung 5.16 zeigt das numerisch ermittelte Verhältnis von  $u_F$  zu  $u_c$  in Abhängigkeit vom aktuellen Hebelarm  $a$  des Kräfteinleitungspunkts zur Risspitze .

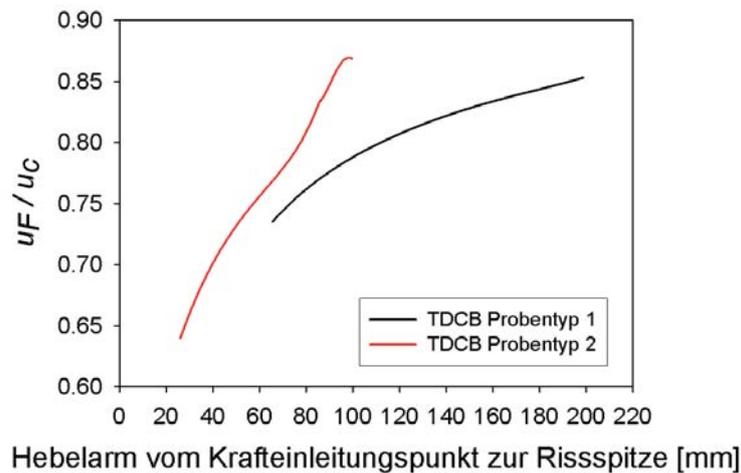


Abbildung 5.16: Verhältnis  $\frac{u_F}{u_c}$  zu Hebelarm  $a$

Für die in der Versuchsauswertung notwendige Umrechnung von  $u_c$  auf  $u_F$  wird davon ausgegangen, dass der Riss ausschließlich im Bereich der Plateaukraft mit konstanter Geschwindigkeit wächst (vgl. Abbildung 5.12), wobei der gesamte Rissfortschritt als Differenz aus Anfangs- und Endwert des Hebelarms aus den Steifigkeiten bei Be- und Entlastung bestimmt wird. Abbildung 5.17 zeigt die numerisch ermittelte Abhängigkeit der Steifigkeiten für die beiden TDCB-Probengeometrien von der aktuellen Position der Risspitze.

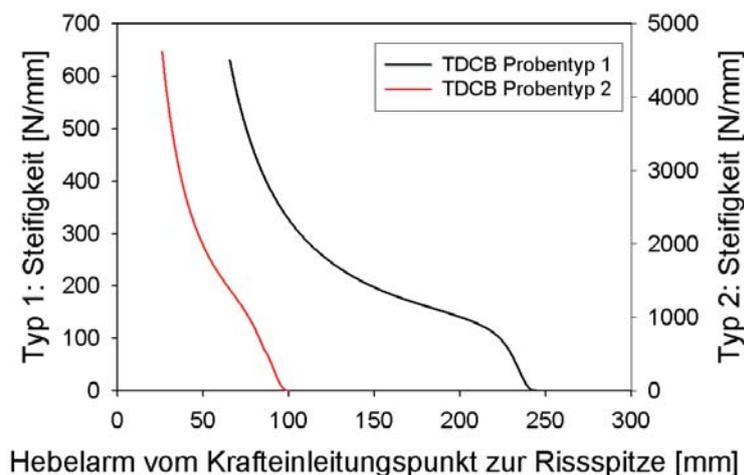


Abbildung 5.17: Steifigkeiten der TDCB-Proben für unterschiedliche Hebelarme zur Risspitze

Die gesamte, während des Versuchs dissipierte Energie  $W_{tot}$  ergibt sich aus dem Integral der gemessenen Kraft-Weg-Kurve,

$$W_{tot} = \int F du_F. \quad (5.9)$$

Trägt man  $W_{tot}$  über die jeweils entstandene Risslänge auf, lassen sich die Messpunkte durch eine lineare Regression annähern (Abbildung 5.18). Die Steigung der Regressionsgeraden ist  $G_{IC}$ , der Zuwachs an dissipierter Energie pro Einheitsrissfläche. Der Achsabschnitt kann als Rissinitiierungsenergie,  $W_{init}$ , bezeichnet werden und bezeichnet diejenige Energie, die benötigt wird, um eine plastische Zone an der Risspitze zu formen, bevor der Risswachstum beginnt.

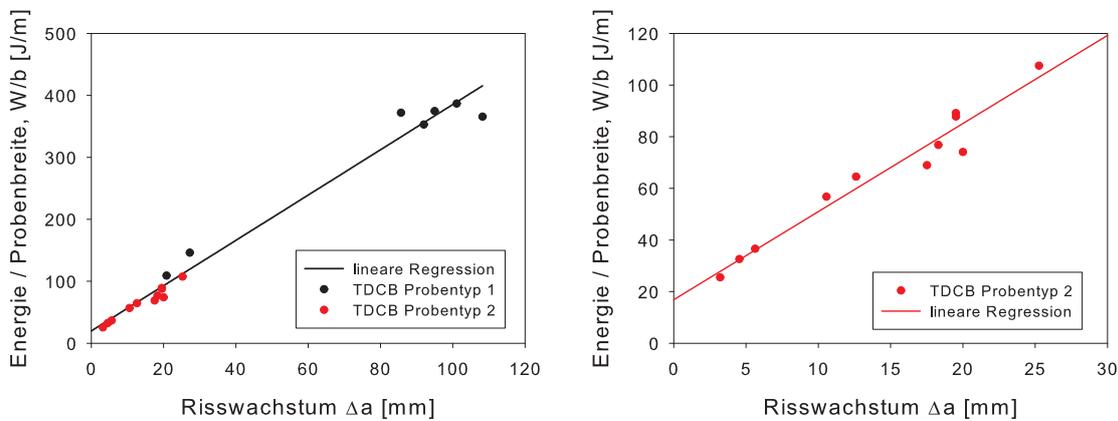


Abbildung 5.18: Gesamte, dissipierte Energie  $W_{tot}$  über Rissfortschritt  $\Delta a$ ,  $v_{test} = 17$  mm/s, Links: Probenotypen 1 und 2; Rechts: Probenotyp 2

Abbildung 5.18 zeigt zum einen eine gemeinsame Regression für beide Probenotypen (links) und zum anderen eine Regression nur für Probenotyp 2 (rechts), dabei wurden alle hier dargestellten Versuche bei einer Prüfgeschwindigkeit  $v_{test} = 17$  mm/s durchgeführt. Die ermittelten Werte stimmen gut mit den Ergebnissen überein, die mit der Irwin-Kies-Gleichung erhalten wurden:

- Auswertung mit Irwin-Kies-Gleichung (Probenotyp 1):  $G_{IC} = 3.61 \pm 0.32$  N/mm,  $W_{init}$  nicht verfügbar
- Auswertung mit Integrationsmethode (Probenotyp 1 und 2):  $G_{IC} = 3.65 \pm 0.13$  N/mm,  $W_{init} = 19.9 \pm 7.0$  J/m
- Auswertung mit Integrationsmethode (Probenotyp 2):  $G_{IC} = 3.41 \pm 0.25$  N/mm,  $W_{init} = 16.9 \pm 3.9$  J/m

### 5.3.2 Modus II

Für die experimentelle Bestimmung der Energiefreisetzungsrate unter Modus II-Beanspruchung,  $G_{IIC}$ , werden üblicherweise End-Notched Flexure (ENF), Tapered End-Notched Flexure (TENF) oder End-Loaded Split (ELS)-Proben herangezogen (Abbildung 5.19).

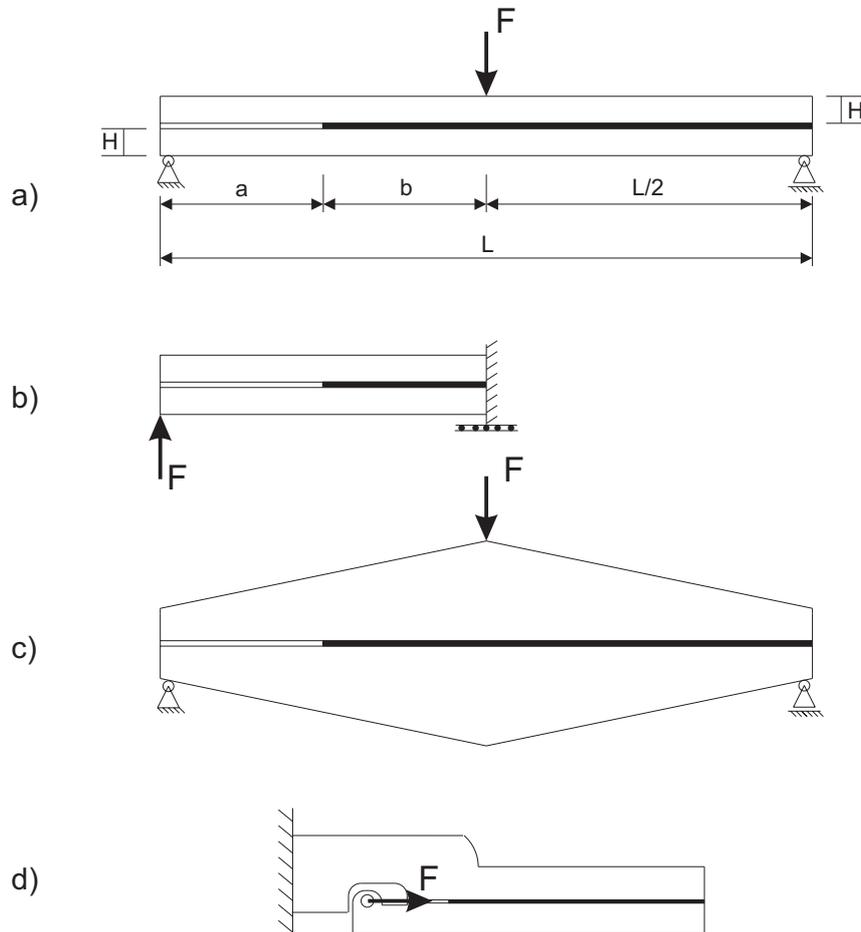


Abbildung 5.19: Probenformen zur Bestimmung der Energiefreisetzungsrate,  $G_{IIC}$ , unter Schubbeanspruchung: a) ENF-Probe mit Bezeichnungen nach [43], b) ELS-Probe, c) TENF-Probe, d) ELSJ-Probe [5]

Die ENF-Probe wurde von Barret und Foschi [11] eingeführt. Während diese Autoren das Schubbruchverhalten von Holz untersuchten, verwendeten Chai und Mall [22] diese Probenform erstmals bei Klebverbindungen. Russel und Street [59] formulierten eine analytische Lösung für die Auswertung von  $G_{IIC}$  in einem ENF-Versuch. Leffler et al. [43] erweiterten diese analytische Lösung, indem sie die Nachgiebigkeit der Klebschicht durch eine Verformungsmessung an der Risspitze berücksichtigten. Weiterhin wird eine Spannungs-Verschiebungs-Beziehung direkt aus experimentellen Messungen erhalten. Blackman et al. [17] nutzten den End-Loaded-Split (ELS) Versuch zur Bestimmung von  $G_{IIC}$ . Diese Probenform entspricht weitestgehend der ‐linken‐ Hälfte einer ENF-Probe (vgl. Abbildung 5.19a), beziehungsweise

einer DCB-Probe, die als Kragträger belastet wird. Dem Vorteil einer kleineren Probengeometrie steht allerdings eine kompliziertere Probenhalterung gegenüber, da eine biegesteife Einspannung gewährleistet sein muss. Qiao et al. [55] analysierten den TENF-Versuch, welcher mittels der Irwin-Kies-Gleichung ausgewertet werden kann. Bei der Verwendung von ENF, TENF oder ELS-Proben dürfen sich die Fügepartner nur rein elastisch verformen, um die Gültigkeit der jeweiligen analytischen Auswerteverfahren zu gewährleisten. Diese zwingende Voraussetzung wird verletzt, wenn  $G_{IIC}$  einen kritischen Schwellwert überschreitet. Die meisten der in Literatur beschriebenen, mit diesen Probentypen untersuchten Klebstoffe zeigen Energiefreisetzungsraten,  $G_{IIC} < 5 \text{ N/mm}$ .

Zur Messung von  $G_{IIC}$  des Klebstoffes Terokal 5077 wurden zunächst ENF-Proben hergestellt und im Dreipunktbiegeversuch geprüft (Abbildung 5.20).

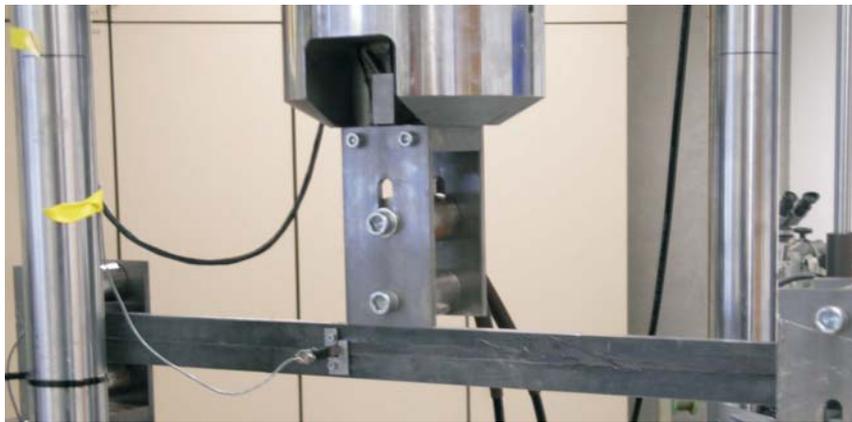


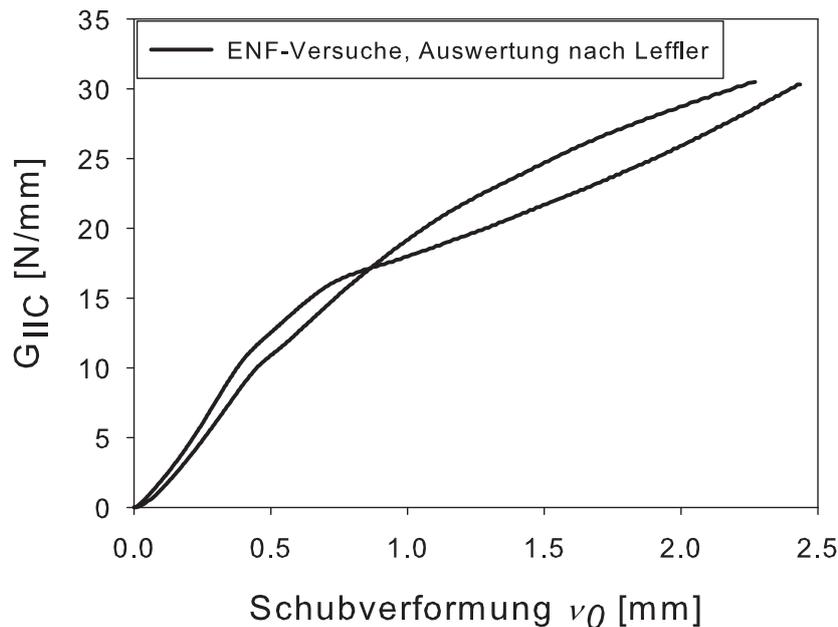
Abbildung 5.20: ENF-Versuch, Versuchsaufbau

Die Probenabmessungen  $a = 360 \text{ mm}$ ,  $H = 30 \text{ mm}$ ,  $b = 20 \text{ mm}$  und die Stützweite  $L = 1000 \text{ mm}$  wurden entsprechend der Angaben von Leffler et al. [43] gewählt. Die Fügepartner bestehen aus Werkzeugstahl 1.2842 mit einem Elastizitätsmodul  $E = 210000 \text{ MPa}$ .

Die lokale Schubverformung der Klebschicht an der Rissspitze wurde während des Versuches gemessen, um die Nachgiebigkeit der Klebschicht bei der Bestimmung von  $G_{IIC}$  nach Leffler,

$$G_{IIC}(F, \nu_0) = \frac{9}{16} \frac{F^2 a^2}{Eb^2 H^3} + \frac{3}{8} \frac{F \nu_0}{bH}, \quad (5.10)$$

berücksichtigen zu können (Abbildung 5.21).  $F$  bezeichnet die gemessene Kraft und  $\nu_0$  die Schubverformung der Klebschicht an der Rissspitze.

Abbildung 5.21: ENF-Versuche, Auswertung von  $G_{IIC}$  nach Leffler [43]

Leffler et al. und Carlberger [20] bestimmten Energiefreisetzungsraten zwischen 2.0 und 3.5 N/mm aus den von Alfredsson et al. [8] mit dem Klebstoff DOW Betamate XW2044-3 durchgeführten ENF-Versuchen. Bei diesen Versuchen kam es zu rein elastischen Deformationen der ENF-Fügeteile vor Rissfortschritt in der Klebschicht. Bei der Auswertung der Versuche mit Terokal 5077 (Abbildung 5.21) wird kein konstanter Wert von  $G_{IIC}$  erreicht und die Fügeteile verformen sich zudem plastisch bei noch ungerissener Klebschicht. Die im vorherigen beschriebenen, analytischen Auswerteverfahren können somit nicht zur Bestimmung von  $G_{IIC}$  herangezogen werden.

Yang et al. [73] beobachteten ebenfalls bereits eine plastische Deformation ihrer ENF-Fügeteile bei Verwendung des Klebstoffs XD4600. Die Bestimmung von  $G_{IIC} = 5.4$  N/mm gelang mit Hilfe einer halb-analytischen, halb-numerischen Auswertemethode. Allerdings wird der ENF-Versuch in einem solchen Fall auch aus praktischen Gesichtspunkten unattraktiv, da der mehrmalige Einsatz der Fügepartner aufgrund der plastischen Deformation ausgeschlossen ist.

Aus diesen Gründen wird im Folgenden ein alternativer Probentyp zur Bestimmung von  $G_{IIC}$  vorgeschlagen, der erstmalig im Fosta P676-Projekt [5] eingesetzt wurde. Bei der so genannten End-Loaded Shear Joint (ELSJ)-Probe (Abbildung 5.19d) wird ein Schubriss durch eine “direkte” Schubverformung der Klebschicht erzeugt. “Direkt” ist in diesem Fall so zu verstehen, dass die Klebschicht durch eine Krafteinleitung in ihrer Längsrichtung beansprucht wird. Demhingegen wird bei ENF, TENF oder ELS-Versuchen der Schub in der Klebschicht durch Biegung der Gesamtprobe hervorgerufen.

Die Auswertung des ELSJ-Versuchs erfolgt mit der im vorangegangenen Kapitel 5.3.1 für TDCB-Versuche vorgeschlagenen Auswertemethode, die auf einer Integration der gemessenen Kraft-Weg-Kurve in einem Be- und Entlastungszyklus beruht. Mit Hilfe der ELSJ-Probe ist es möglich, die Energiefreisetzungsrate  $G_{IIC}$  von hochfesten Strukturklebstoffen experimentell zu bestimmen. Aufgrund ihrer, verglichen mit ENF-, TENF- und ELS-Proben, kleinen Probenabmessungen besitzt die ELSJ-Probe weitere Vorteile im Fertigungsprozess, die Klebschichtdicke kann mit einer geringeren Toleranz eingestellt werden. Die Füge­teile der ELSJ-Probe bestehen aus Stahl 1.6358 mit einer Breite  $b = 5$  mm. Abbildung 5.22 zeigt die übrigen Abmessungen der Probe.

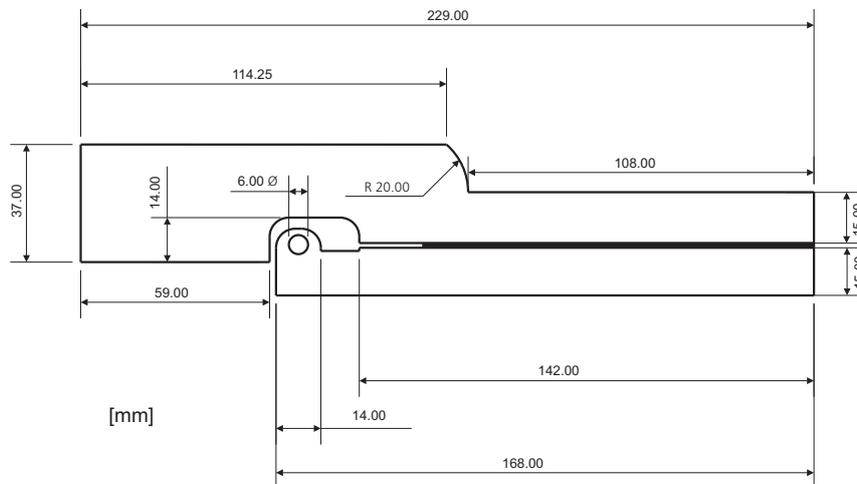


Abbildung 5.22: Abmessungen der ELSJ-Probe

Die Probe wird, wie in Abbildung 5.23 dargestellt, in Wegregelung belastet.

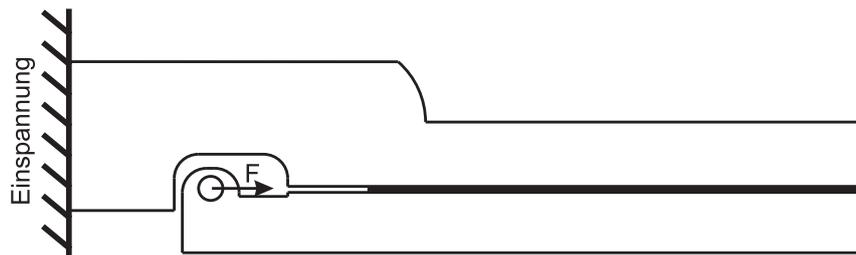


Abbildung 5.23: Schematische Darstellung eines ELSJ-Versuchs

Beim Rissbeginn wird ein Abfall der gemessenen Kraft  $F$  verzeichnet. Durch eine sofortige Entlastung der Probe kommt der Riss zum Stillstand und die entstandene Risslänge kann visuell anhand einer Rastlinie auf der Bruchfläche bestimmt werden.

Durch die Wahl unterschiedlicher Kraftabfälle  $\Delta F$  als Entlastungskriterium lassen sich unterschiedliche Risslängen  $\Delta a$  erzeugen.

Die insgesamt während des Versuchs dissipierte Energie  $W_{tot}$  folgt aus der integrierten Kraft-Weg-Kurve (Abbildung 5.24),

$$W_{tot} = \int F du, \quad (5.11)$$

$u$  bezeichnet den Traversenweg.

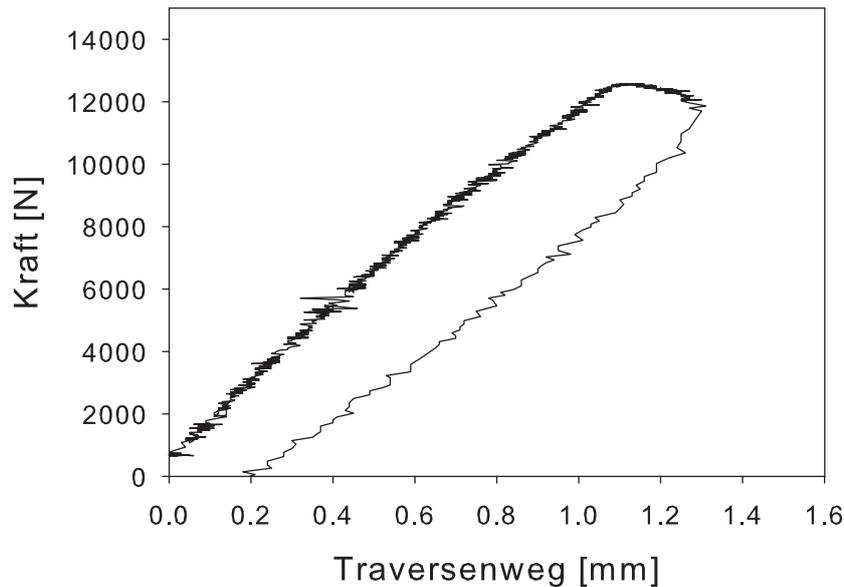


Abbildung 5.24: Typische Kraft-Weg-Kurve, gemessen in einem ELSJ-Versuch

Analog zu den Ergebnissen der TDCB-Versuche im Modus I findet sich eine lineare Regression zwischen  $\Delta a$  und  $W_{tot}$  (Abbildung 5.26). Die Steigung dieser Regressionsgeraden kann als  $G_{IIC}$  bezeichnet werden, die benötigte Energie zur Bildung einer Einheitsbruchfläche. Der Achsabschnitt der Regression beschreibt die Rissinitiierungsenergie  $W_{init}$ , die zur Bildung der Prozesszone benötigt wird.

Im Folgenden werden die Ergebnisse von ELSJ-Versuchen gezeigt. Die Versuche erfolgten bei einer Prüfgeschwindigkeit  $v_{test} = 0.017$  mm/s, die entstandene Risslänge  $\Delta a$  wurde anhand von Rastlinien visuell auf der Bruchfläche bestimmt (Abbildung 5.25).

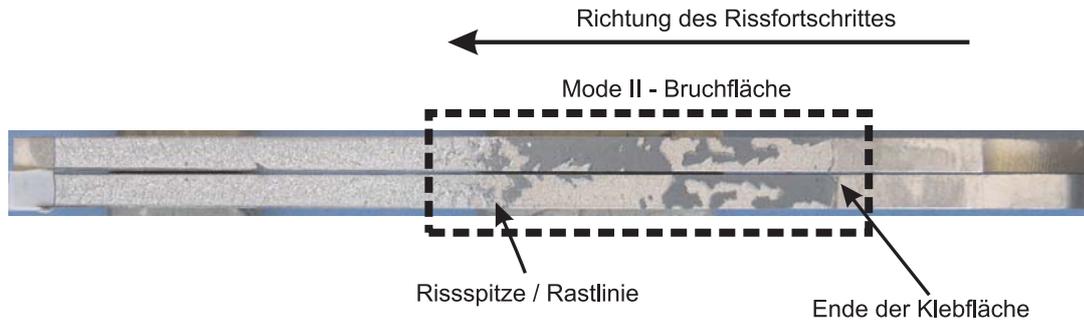


Abbildung 5.25: Bruchfläche einer ELSJ-Probe

Abbildung 5.26 zeigt die experimentell gemessenen Zusammenhänge zwischen  $W_{tot}$  und  $\Delta a$ .

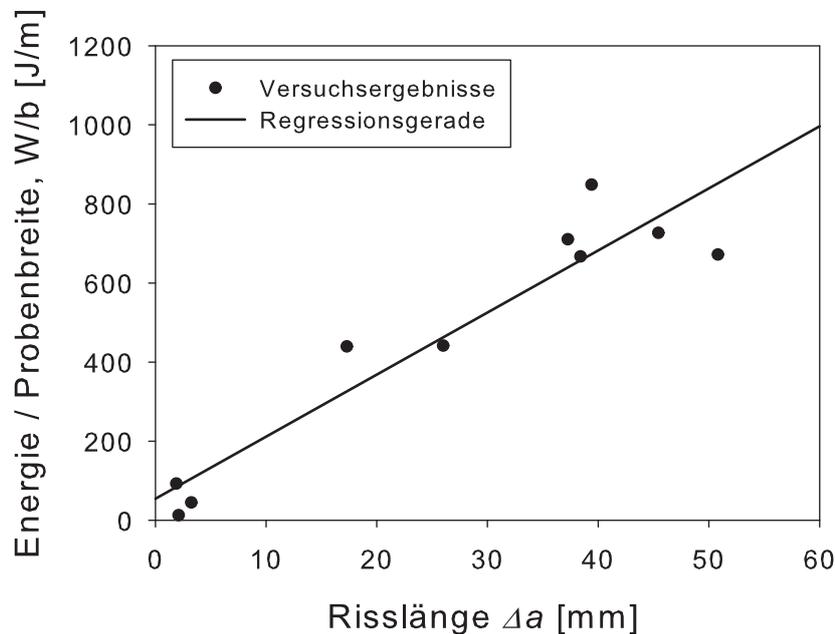


Abbildung 5.26: ELSJ-Versuchsergebnis, Terokal 5077, Prüfgeschwindigkeit  $v_{test} = 1.7 \times 10^{-2}$  mm/s

Die Versuchsergebnisse lassen sich durch eine lineare Regression beschreiben, mit Regressionsparametern  $G_{IIc} = 15.7 \pm 1.9$  N/mm und  $W_{init} = 54.7 \pm 60.4$  J/m.

Während der Achsabschnitt der Regressionsgeraden,  $W_{init}$ , mit einem sehr großen Standardfehler behaftet ist, bewegt sich der Fehler der Steigung,  $G_{IIc}$ , die an dieser Stelle von Interesse ist, lediglich in einer Größenordnung von ca. 10% des Mittelwerts. Eine Unsicherheit der Auswertemethode liegt in der Messung von  $\Delta a$ , da die genaue Position der Rastlinie oft mit einer subjektiven Einschätzung verbunden ist.

Die ermittelte Energiefreisetzungsrates  $G_{IIc} = 15.7 \pm 1.9$  N/mm unterscheidet sich in etwa um einen Faktor drei von den Werten, die Yang et al. [73] nur mit Hilfe numerischer Simulationen für einen anderen Klebstoff bestimmen konnten. Mit der

ELSJ-Probe ist also die Bestimmung auch großer Bruchenergien rein experimentell möglich.

Die Verwendung der ELSJ-Probe unterliegt allerdings auch einigen Einschränkungen: Das Auswerteverfahren erfordert die Messung einer Risslänge. Daher muss zum einen sichergestellt sein, dass ein Anhalten des Rissfortschrittes durch Entlastung für den zu untersuchenden Klebstoff generell möglich ist. Weiterhin muss die entstandene Risslänge anhand einer Rastlinie auf der Bruchfläche erkennbar sein. Die ELSJ-Probe ist somit nicht geeignet für spröde Klebstoffe. Da spröde Klebstoffe jedoch im Regelfall eher kleinere Energiefreisetzungsraten besitzen, kann in diesem Fall auf ENF-, TENF- oder ELS-Proben zurückgegriffen werden.

Den in Abbildung 5.26 gezeigten Ergebnissen liegt eine für die Craschanwendung vergleichbar kleine Prüfgeschwindigkeit  $v_{test} = 1.7 \times 10^{-2}$  mm/s zugrunde. Deswegen wurden noch zusätzliche Versuche bei weiteren Prüfgeschwindigkeiten durchgeführt, um Einflüsse einer eventuellen Ratenabhängigkeit von  $G_{IIC}$  zu untersuchen. Die Versuchsgeschwindigkeiten erstrecken sich über fünf Größenordnungen, die Ergebnisse sind in Abbildung 5.27 zusammengestellt.

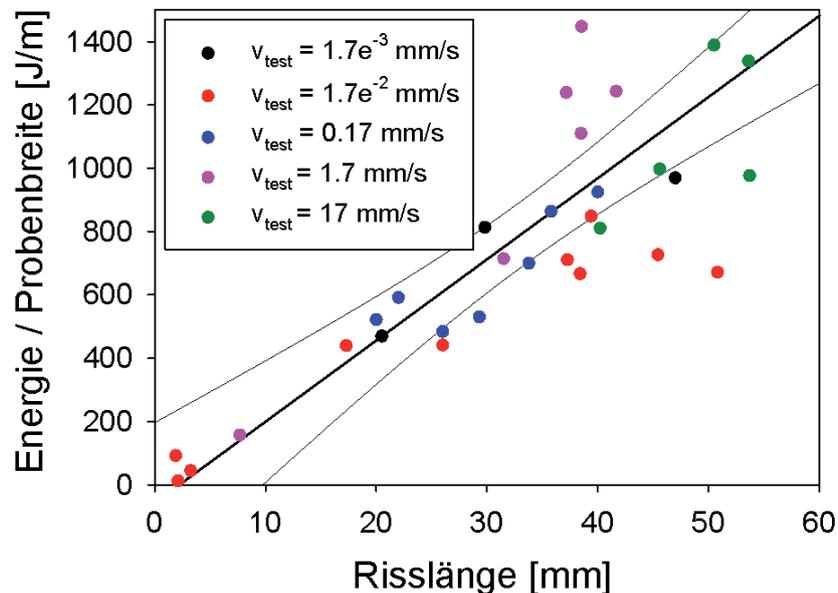


Abbildung 5.27: ELSJ-Versuchsergebnisse bei unterschiedlichen Prüfgeschwindigkeiten mit Regression und 95 %-Konfidenzintervall, Terokal 5077

Bei hohen Prüfgeschwindigkeiten lassen sich keine kurzen Risslängen erzwingen, da die Prüfmaschinenregelung bei den hohen, dann vorliegenden Rissausbreitungsgeschwindigkeiten nicht mehr in der Lage ist, die Probe schnell genug zu entlasten. In diesen Fällen lässt sich keine sinnvolle lineare Regression finden. Vielmehr liegen die bei hohen Prüfgeschwindigkeiten gemessenen Werte im  $W_{tot} - \Delta a$ -Diagramm im

Streubereich der Versuche bei langsameren Geschwindigkeiten. Somit verschwindet eine eventuelle Ratenabhängigkeit in der Streuung der Messwerte und kann nicht experimentell belegt werden. Aus diesem Grund wird von einem raten-unabhängigen  $G_{IIC} = 23.7 \pm 3.6 \text{ N/mm}$ , bestimmt aus Regression über alle Prüfgeschwindigkeiten, des Terokal 5077 ausgegangen. Die über alle Prüfgeschwindigkeiten ermittelte Rissinitiierungsenergie  $W_{init} = 52.5 \pm 130.6 \text{ J/m}$  kann aufgrund ihres großen Standardfehlers nicht bewertet werden.

Anders als die gemessenen Energien und Risslängen fällt bei der Betrachtung der Bruchbilder eine starke Ratenabhängigkeit auf (Abbildung 5.28).

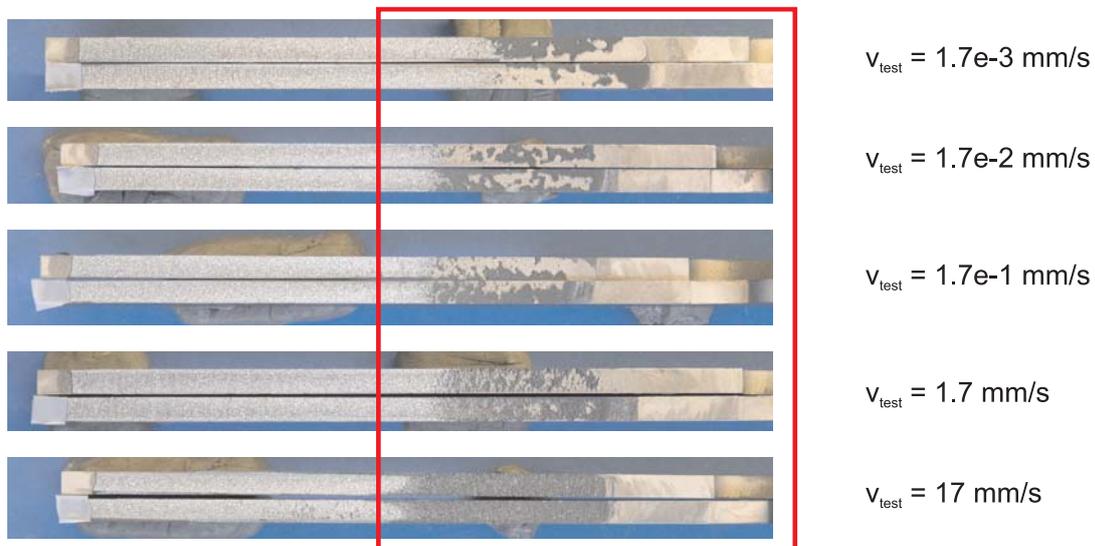


Abbildung 5.28: ELISJ-Bruchflächen bei unterschiedlichen Prüfgeschwindigkeiten, Terokal 5077

Während bei langsamen Geschwindigkeiten noch ein eher adhäsives Bruchbild zu beobachten ist, steigt der kohäsive Anteil der Bruchfläche mit steigender Prüfgeschwindigkeit. Bei den schnellsten durchgeführten Versuchen liegt dann ein rein kohäsives Bruchbild vor. Die Ursachen für die beobachteten Unterschiede im Bruchbild werden an dieser Stelle nicht weiter untersucht.

## 5.4 Zusammenfassung der Materialparameter

Im Folgenden werden die Materialparameter für Verbindungen mit Terokal 5077 zusammengestellt (alle Parameter wurden für dünne Klebschichten mit einer Dicke von 0.3 mm bestimmt):

- Elastizitätsmodul:  $E = 1490 \text{ MPa}$  und Schubmodul  $G = 525 \text{ MPa}$  (aus uniaxi-alem Zugversuch)

- Fließspannung  $T$  im Modus I aus Kopfzugversuch:

$$T(\dot{\epsilon}) = T_0 + T_1 \left\langle \ln \frac{\dot{\epsilon}}{\dot{\epsilon}_T} \right\rangle \quad (5.12)$$

mit den Materialparametern  $T_0 = 38.0$  MPa,  $T_1 = 2.011$  MPa und  $\dot{\epsilon}_T = 2.5 \times 10^{-8} \text{ s}^{-1}$ , beziehungsweise

$$T(\dot{\epsilon}) = T_0 + T_1 \left\langle \ln \frac{\dot{\epsilon}}{\dot{\epsilon}_T} \right\rangle^2. \quad (5.13)$$

mit Parametern  $T_0 = 35.81$  MPa,  $T_1 = 0.12$  MPa und  $\dot{\epsilon}_T = 1.80 \times 10^{-6} \text{ s}^{-1}$ . In den weiteren numerischen Untersuchungen wurde einheitlich dieser quadratisch-logarithmische Ansatz gewählt.

- Energiefreisetzungsrates  $G_{IC}$  im Modus I aus TDCB-Versuch:

$$G_{IC}(\dot{\epsilon}) = G_{I0} + (G_{I\infty} - G_{I0}) \exp\left(-\frac{\dot{\epsilon}_{GI}}{\dot{\epsilon}}\right), \quad (5.14)$$

mit Parametern  $G_{I0} = 2.61$  N/mm,  $G_{I\infty} = 3.63$  N/mm und  $\dot{\epsilon}_{GI} = 1.30 \times 10^{-2} \text{ s}^{-1}$ .

- Fließspannung  $S$  im Modus II aus *steifer* Zugscherprobe:

$$S(\dot{\epsilon}) = S_0 + S_1 \left\langle \ln \frac{\dot{\epsilon}}{\dot{\epsilon}_S} \right\rangle \quad (5.15)$$

mit den Materialparametern  $S_0 = 20.0$  MPa,  $S_1 = 1.55$  MPa und  $\dot{\epsilon}_S = 5.08 \times 10^{-4} \text{ s}^{-1}$ .

- Energiefreisetzungsrates  $G_{IIC}$  im Modus II aus ELSJ-Versuch:

$$G_{IIC}(\dot{\epsilon}) = \text{konstant} = 23.7 \text{ N/mm} \quad (5.16)$$



## 6. Modellvalidierung

Zur Validierung des in Kapitel 3 vorgestellten Materialmodells werden im Folgenden Versuchsergebnisse einfacher Verbindungsproben bei unterschiedlichen Geschwindigkeiten mit Simulationsergebnissen verglichen. Einfache Verbindungsproben sind hier TDCB-Proben, Winkelschäl- oder auch T-Peel-Proben, einfach überlappte Zugscherproben und ELSJ-Proben, wobei der untersuchte Bereich an Prüfgeschwindigkeiten mehrere Größenordnungen umfasst. Eine erste Anwendung in einer komplexen, bauteilähnlichen Komponente wird in Kapitel 7 vorgestellt.

Der Begriff *Validierung* beschreibt in diesem Zusammenhang die Überprüfung der Vorhersagekraft des Modells. Im Gegensatz zur *Validierung* würde eine *Verifikation* des Modells dessen generelle Gültigkeit unter bestimmten Voraussetzungen beweisen. Ein solcher Nachweis ist auf der Ebene von numerischen Simulationen allerdings nicht möglich. Das Modell wird im Folgenden durch den Abgleich von experimentellen Daten, die nicht zur Parameterbestimmung herangezogen wurden, und numerischen Vorhersagen *validiert*. Eine erfolgreiche Modellvalidierung ist demnach ein Indiz für die Vorhersagekraft des Modells, beziehungsweise auch für die Einschränkungen seiner Anwendbarkeit. Der Begriff *Verifikation* wird oftmals im Zusammenhang mit numerischen Simulationen auf Bauteilebene verwendet. Da in solchen Fällen eine Vielzahl komplexer Zusammenhänge zusammenspielt, kann auf Bauteilebene aber strenggenommen weder eine *Validierung* noch eine *Verifikation* eines Materialmodells oder eines Kohäsivzonenmodells erfolgen. Der Begriff *Verifikation* bezeichnet in einem solchen Zusammenhang vielmehr die Rechtfertigung der Übertragbarkeit von numerischen Ergebnissen auf das entsprechende Bauteil. Somit können bei Vorhandensein eines *verifizierten* FE-Modells aufwändige Bauteilversuche durch numerische Parameter- und Designstudien ersetzt werden.

Alle im Rahmen dieser Arbeit vorgenommenen Simulationen wurden mit dem kommerziellen FE-Code LS-DYNA<sup>TM</sup> (Version ls971d R4 beta Revision 45780) durchgeführt, wobei das Materialmodell noch als benutzerdefinierte Subroutine implementiert ist. Die Klebschicht wurde mit Kohäsivelementen (Solid-Typ 19 in LS-DYNA<sup>TM</sup>) modelliert, die Knoten dieser Elemente wurden mit denen der Fügepartner kongruent vernetzt. Bei den Simulationen von Versuchen mit sehr langsamen Prüfgeschwindigkeiten wurde zur Verringerung der Rechenzeit auf Massenskalierung zurückgegriffen. Die Größe der Massenskalierung beeinflusst dabei lediglich die Rechenzeit, aber nicht das Ergebnis der Simulationen. Dies wurde im Vorfeld untersucht.

Bei allen Versuchen zur Modellvalidierung wurde der crash-optimierte Strukturklebstoff Henkel Terokal 5077 eingesetzt, für den in Kapitel 5 die Materialparameter experimentell bestimmt wurden.

## 6.1 TDCB Versuche

Die TDCB-Proben wurden mit Solidelementen modelliert. Der reduziert integrierte Solidtyp 1 wurde für die Fügepartner verwendet, während die Klebschicht, wie bereits erwähnt, mit Kohäsivelementen diskretisiert wurde. Es wurde eine Elementkantenlänge von 1 mm gewählt, dies bedeutet eine Dichte von fünf Elementen über die Probenbreite.

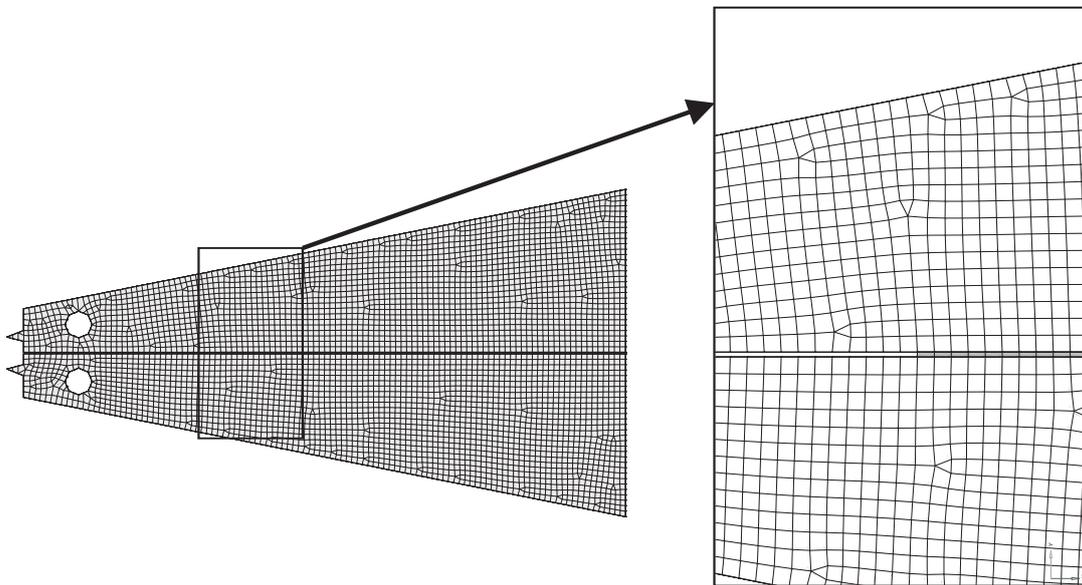


Abbildung 6.1: Finites Element Modell der TDCB-Probe (Probentyp 2)

Zum Abgleich von Simulation und Experiment wurden TDCB-Versuche mit Probentyp 2 bei drei unterschiedlichen Geschwindigkeiten simuliert. Probentyp 2 wurde nicht zur Parameteridentifikation herangezogen, somit stellt eine Simulation

der Versuche mit Probenotyp 2 eine Validierung dar. In der Simulation wurde, entsprechend den Versuchen, die Entlastung der Probe berücksichtigt. Aufgrund des elasto-plastischen Klebstoffverhaltens tritt nach Entlastung eine bleibende Verformung auf, die vom Materialmodell zutreffend vorhergesagt wird (Abbildungen 6.2 bis 6.4).

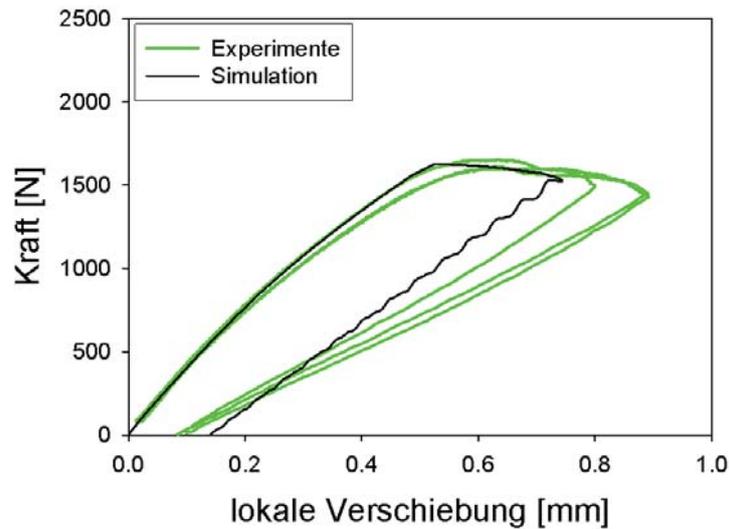


Abbildung 6.2: TDCB-Versuch (Probenotyp 2), Experimente und Simulation,  $v_{test} = 4 \times 10^{-4}$  mm/s

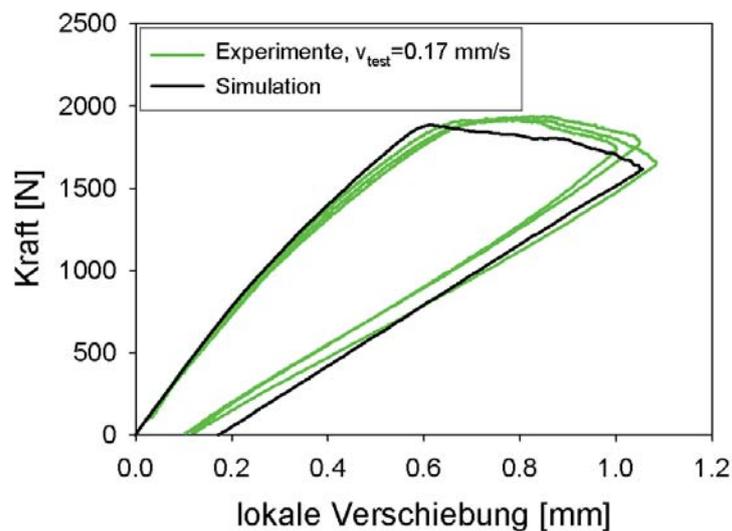


Abbildung 6.3: TDCB-Versuch (Probenotyp 2), Experimente und Simulation,  $v_{test} = 0.17$  mm/s

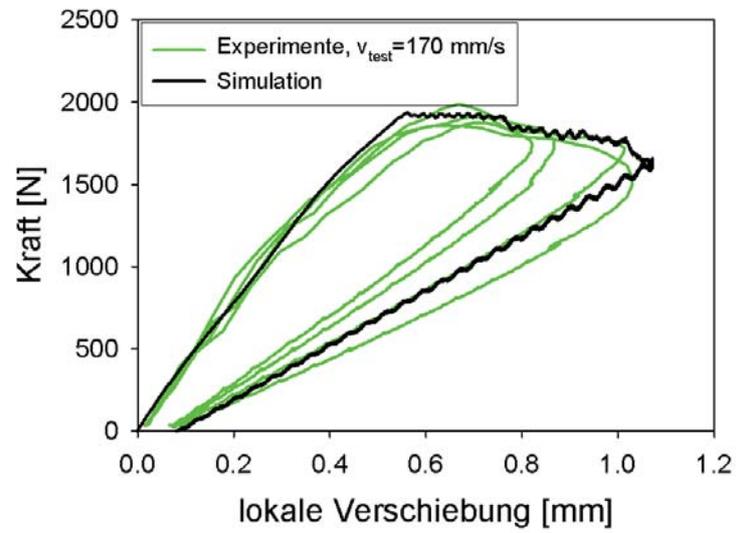


Abbildung 6.4: TDCB-Versuch (Probenart 2), Experimente und Simulation,  $v_{test} = 170$  mm/s

## 6.2 T-Peel Versuche

Winkelschäl- oder auch T-Peel-Proben bestehen aus zwei aufeinandergeklebten Winkelblechen. Durch Auseinanderziehen der Winkel erfährt die Klebverbindung eine Schälbeanspruchung, die letztendlich zum Versagen der Klebverbindung führt. Winkelschälversuche gehören zu den am meisten verbreiteten Versuchen, die zur Charakterisierung des mechanischen Verhaltens von Klebverbindungen herangezogen werden. Bei der Probenfertigung kamen hier Stahlbleche aus dem Automobilbau mit Blechstärken von  $t_{Stahl,1} = 0.8$  mm und  $t_{Stahl,2} = 1.4$  mm zum Einsatz. Vor dem Klebstoffauftrag wurden die zu klebenden Oberflächen mit Methylethylketon von eventuellen Tiefziehlückständen befreit. Die T-Peel-Versuche wurden bei drei Geschwindigkeiten durchgeführt, dabei erfolgten die hochdynamischen Versuche in einem Rotationsschlagwerk. Die übrigen Versuche fanden in einer servo-hydraulischen Prüfmaschine statt. Es wurden zudem unterschiedliche Blechkombinationen geprüft. Während die Dickenkombination 1.4/1.4 mm bei den beiden Geschwindigkeiten,  $v_{test} = 3$  mm/s und  $v_{test} = 100$  mm/s geprüft wurde, erfolgten die Experimente im Rotationsschlagwerk für die beiden Dickenkombinationen 0.8/0.8 mm, sowie 0.8/1.4 mm bei einer Soll-Prüfgeschwindigkeit von 5000 mm/s. Bei allen durchgeführten Versuchen trat ein rein kohäsives Bruchverhalten auf. Das hier weiterentwickelte Kohäsivzonenmodell sollte demnach in der Lage sein, dass experimentell bestimmte Verhalten der Proben vorherzusagen.

In den Simulationen der T-Peel-Versuche wurden die Fügepartner der Proben (Abbildung 6.5) mit reduziert-integrierten Belytschko-Tsay Schalenelementen modelliert. Kohäsive Solidelemente (Solid-Typ 19 in LS-DYNA<sup>TM</sup>) wurden zur Modellierung der Klebschicht verwendet, analog zu den Modellen der TDCB-Proben. Da die Klebschicht über ein kongruentes Netz mit den Fügepartnern vernetzt wurde, wird auch ein Schalenoffset verwendet, um die Biegesteifigkeit der Schalen korrekt abzubilden. Die geprüften T-Peel-Proben weisen eine Probenbreite von 25 mm auf. Um Rechenzeit zu sparen, wurde ersatzweise nur eine Elementreihe mit einer Kantenlänge 0.5 mm in Breitenrichtung modelliert, während die Elemente in Probenlängsrichtung eine Kantenlänge von 1 mm besitzen.

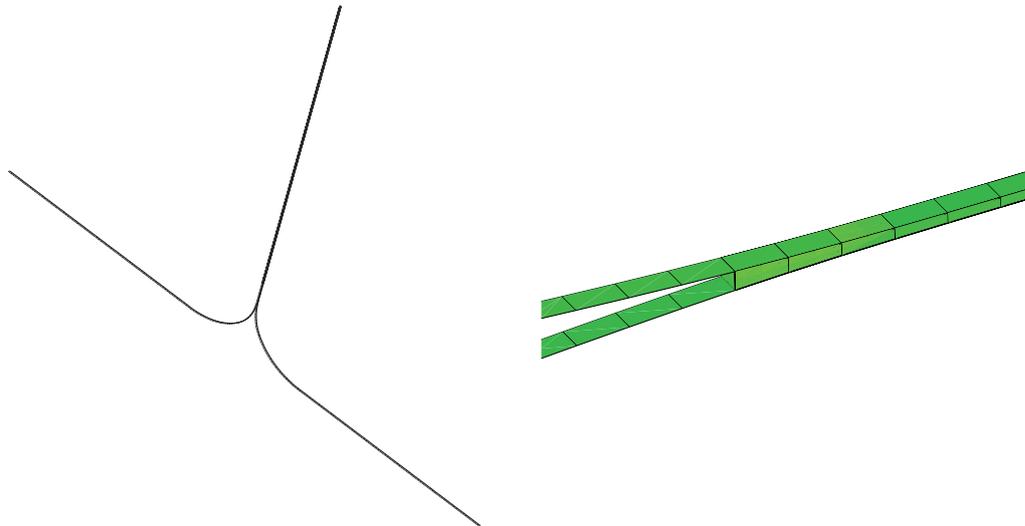


Abbildung 6.5: Finites Element Modell der T-Peel-Probe

Für die Fügepartner wurde ein elasto-plastisches Materialmodell verwendet, dessen Spannungs-Dehnungs-Beziehung durch uniaxiale Zugprüfungen bei unterschiedlichen Dehnraten bestimmt wurde. Die Ratenabhängigkeit der verwendeten Stähle wird in der FE-Simulation durch ein Cowper-Symonds-Modell berücksichtigt.

Die Abbildungen 6.6 bis 6.9 zeigen den Vergleich zwischen Experiment und numerischer Vorhersage (die numerischen Kurven werden aus Gründen der besseren Lesbarkeit geglättet dargestellt). Bei allen Simulationen wurde eine gute Übereinstimmung mit den Versuchsdaten erzielt. Da bei den T-Peel-Versuchen Stahlbleche als Fügepartner zum Einsatz kamen, die zum einen eine deutlich geringere Biegesteifigkeit aufweisen als die TDCB-Proben und sich zum anderen während des Versuchs plastisch deformieren, zeigt die vorgenommene Validierung die Gültigkeit des vorgestellten Kohäsivzonenmodells unter Schälbeanspruchung, unabhängig von der vorliegenden Fügeteilgeometrie. Die experimentellen Ergebnisse sowohl von T-Peel-, als auch von TDCB-Proben wurden durch Simulationen zutreffend vorhergesagt.

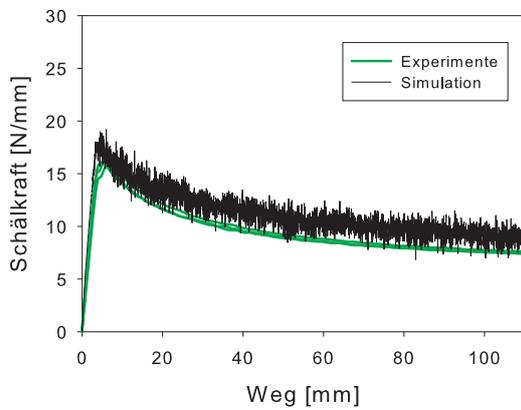


Abbildung 6.6: T-Peel-Versuche, Experimente und Simulation,  
 $v_{test} = 3 \text{ mm/s}$ ,  
 $1.4/1.4 \text{ mm}$

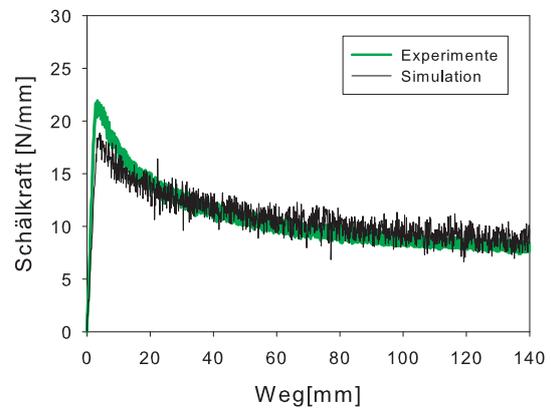


Abbildung 6.7: T-Peel-Versuche, Experimente und Simulation,  
 $v_{test} = 100 \text{ mm/s}$ ,  
 $1.4/1.4 \text{ mm}$

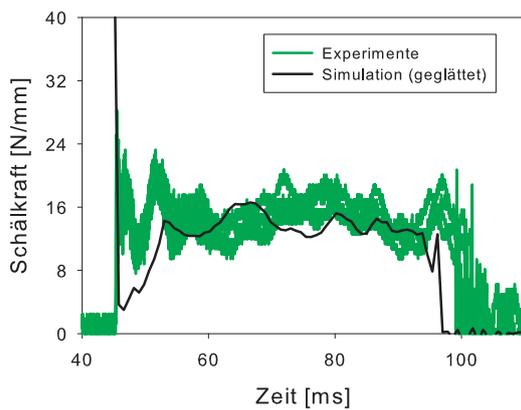


Abbildung 6.8: T-Peel-Versuche, Experimente und Simulation,  
 $v_{test} = 5000 \text{ mm/s}$ ,  
 $0.8/0.8 \text{ mm}$

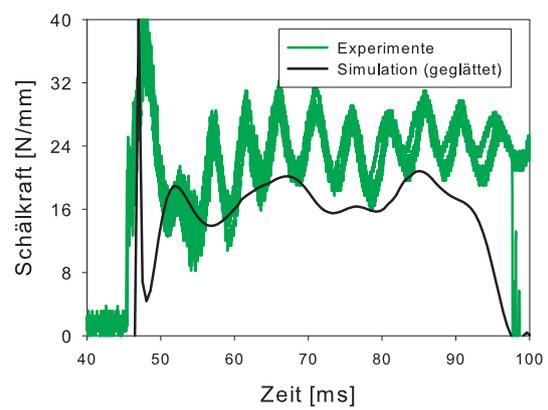


Abbildung 6.9: T-Peel-Versuche, Experimente und Simulation,  
 $v_{test} = 5000 \text{ mm/s}$ ,  
 $0.8/1.4 \text{ mm}$

### 6.3 Einfach überlappte Zugscherproben

Neben den schälbeanspruchten T-Peel-Proben sind einfach überlappte Zugscherproben die gängigste Probenform zur Beschreibung des mechanischen Verhaltens von Klebverbindungen. So findet man beispielsweise die *Klebstoffeigenschaft Zugscherfestigkeit* in vielen technischen Datenblättern von Strukturklebstoffen. Die in dieser Arbeit geprüften Zugscherproben wurden aus dem Automobil-Stahl mit der Dicke  $t_{\text{Stahl},2} = 1.4\text{ mm}$  gefertigt, der auch für die im vorigen Unterkapitel beschriebenen T-Peel-Proben verwendet wurde. Dabei wurde eine Überlappungslänge 12.5 mm und eine Probenbreite 25 mm gewählt. Die Vorbehandlung der Oberflächen erfolgte ebenfalls durch Wischreinigung mit Methylethylketon. Die gefertigten Zugscherproben wurden bei drei Prüfgeschwindigkeiten geprüft. Die hochdynamischen Versuche mit einer Prüfgeschwindigkeit von 5000 mm/s wurden dabei wiederum im Rotations-schlagwerk durchgeführt, die Versuche bei den beiden langsameren Prüfgeschwindigkeiten konnten in einer servo-hydraulischen Prüfmaschine erfolgen. Wie bei den T-Peel-Versuchen werden auch hier die experimentell gemessenen Daten mit numerischen Ergebnissen verglichen. Die Abbildungen 6.10 bis 6.12 zeigen exemplarisch den Vergleich zwischen Experiment und Simulation.

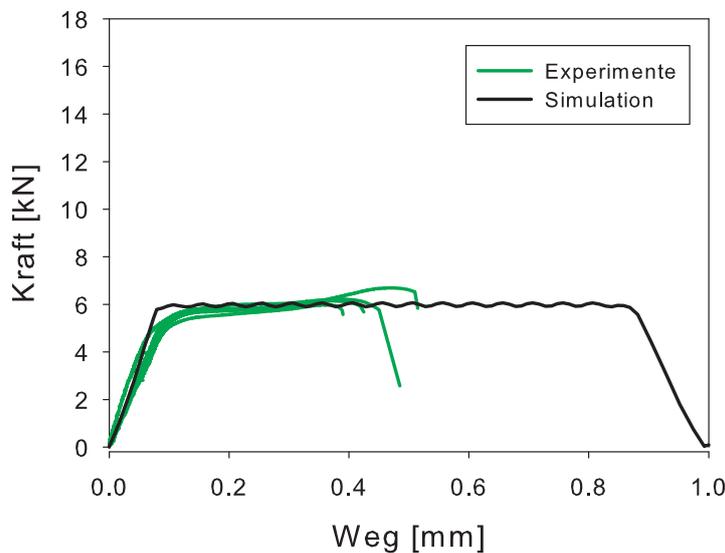
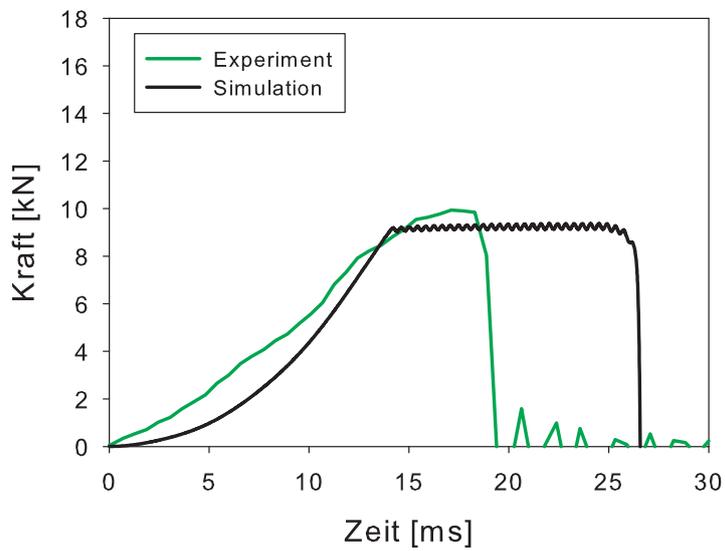
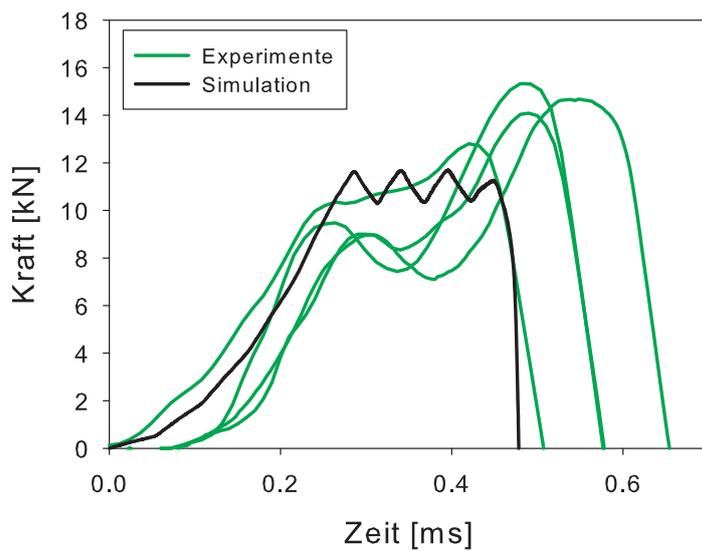


Abbildung 6.10: Zugscher-Versuche, Experiment und Simulation  $v_{\text{test}} = 0.01\text{ mm/s}$

Die experimentell bestimmte, von der Prüfgeschwindigkeit abhängende Plateaukraft wird auch in den Simulationen erreicht. In den Abbildungen 6.10 und 6.11 versagt die Klebverbindung früher als von der numerischen Simulation vorhergesagt. Ein Grund für dieses frühere Versagen kann in dem teilweise adhäsiven Bruchbild (siehe Abbildung 6.13a) liegen, welches nach Fließbeginn in der Klebschicht auftritt. Das Materialmodell ist nicht in der Lage, solch adhäsives Versagen zu beschreiben. Bei

Abbildung 6.11: Zugscher-Versuche, Experiment und Simulation  $v_{test} = 100$  mm/sAbbildung 6.12: Zugscher-Versuche, Experiment und Simulation  $v_{test} = 5000$  mm/s

den hochdynamischen Versuchen kann ein rein kohäsives Versagen beobachtet werden (Abbildung 6.13b), hier stimmen Simulation und Experiment dementsprechend gut überein. Ein weiterer Grund für die Abweichungen bei langsamen Prüfgeschwindigkeiten können die Streuungen der ermittelten Energiefreisetzungsrate im Modus II sein, die für langsame Geschwindigkeiten ( $G_{IIc} = 15.9 \text{ N/mm}$ ) niedriger bestimmt wurde als der ratenunabhängig definierte Wert ( $G_{IIc} = 23.7 \text{ N/mm}$ ). Nichtsdestotrotz zeigt die gute Übereinstimmung zwischen Versuch und Simulation bei hohen Prüfgeschwindigkeiten die Gültigkeit des formulierten Modells im crash-relevanten, hohen Dehnratenbereich.

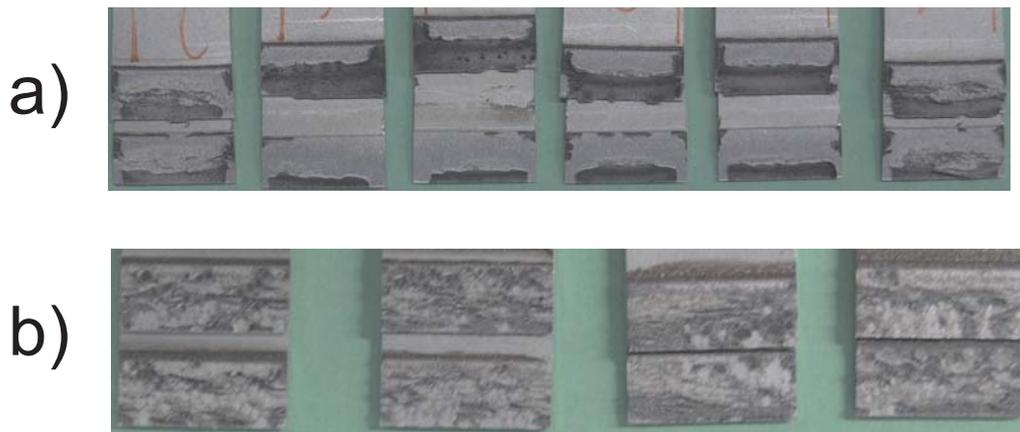


Abbildung 6.13: Bruchflächen der Zugscherproben: a)  $v_{test} = 0.01 \text{ mm/s}$ , b)  $v_{test} = 5000 \text{ mm/s}$

## 6.4 ELSJ-Probe

Der in Kapitel 5.3.2 vorgestellte ELSJ-Versuch wurde ebenfalls simuliert. Ähnlich den TDCB-Versuchen, wurden für die Stahlfügeteile und die Probenhalterungen reduziert-integrierte Solidelemente mit einer Kantenlänge von 1 mm verwendet. Abbildung 6.14 zeigt das Finite-Element-Modell der Probe.

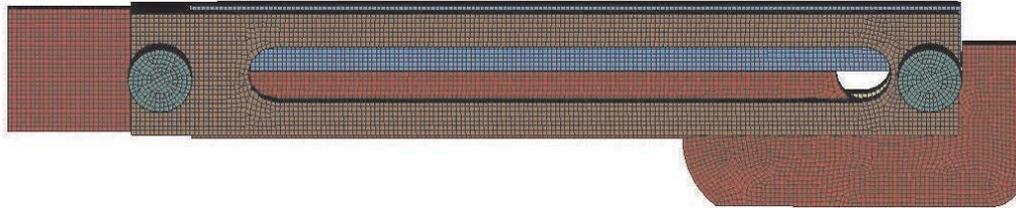


Abbildung 6.14: Finite-Element-Modell der ELSJ-Probe

Die, verglichen mit den bisher gezeigten Versuchen, komplizierteren Randbedingungen wurden in der Simulation berücksichtigt. Somit wurden die Einspannbedingungen im Modell so genau wie möglich den realen Gegebenheiten angepasst, indem die Bolzen der Probeneinspannung detailliert modelliert wurden. Auf eine numerisch effizientere Anbindung über eine kinematische Kopplung wurde bewusst verzichtet. Zwischen allen Einzelkomponenten wurde eine Kontaktbedingung definiert, um etwaige Durchdringungen auszuschließen. Die Reibung bei Kontakt der Einzelkomponenten wurde durch einen globalen Reibkoeffizienten  $\mu_R = 0.1$  berücksichtigt. Die absolute Größe dieses Reibkoeffizienten hat keinen signifikanten Einfluss auf die Simulationsergebnisse, allerdings muss hier ein von Null verschiedener Wert gewählt werden, um numerische Stabilität zu gewährleisten. Im Unterschied zum Versuch, wurde in der Simulation auf eine Entlastung der Probe verzichtet.

Weiterhin wurde der ELSJ-Versuch auch noch mit dem raten-unabhängigen, bi-linearen `MAT_COHESIVE_MIXED_MODE` zur Beschreibung des Klebstoffversagens simuliert. Bei Verwendung des bi-linearen Modells wurden die Materialparameter derart gewählt, dass Steifigkeiten, Festigkeiten, Energiefreisetzungsraten und Mixed-Mode-Parameter für eine monotone Belastung gleich den entsprechenden Parametern des ratenabhängigen, tri-linearen `MAT_240` sind. Beide Modelle unterscheiden sich demnach nur noch durch die Form ihrer Spannungs-Verschiebungs-Beziehung.

Abbildung 6.15 zeigt den Vergleich zwischen Simulation und Experiment, auch hier liegt eine gute Übereinstimmung zwischen der Vorhersage des `MAT_240` und dem Experiment vor. Bei Verwendung des raten-unabhängigen, bi-linearen Modells sagt die Simulation ein deutlich früheres Versagen der Klebverbindung voraus. Dies bekräftigt die Notwendigkeit einer Berücksichtigung des plastischen Fließens im Kohäsivzonenansatz.

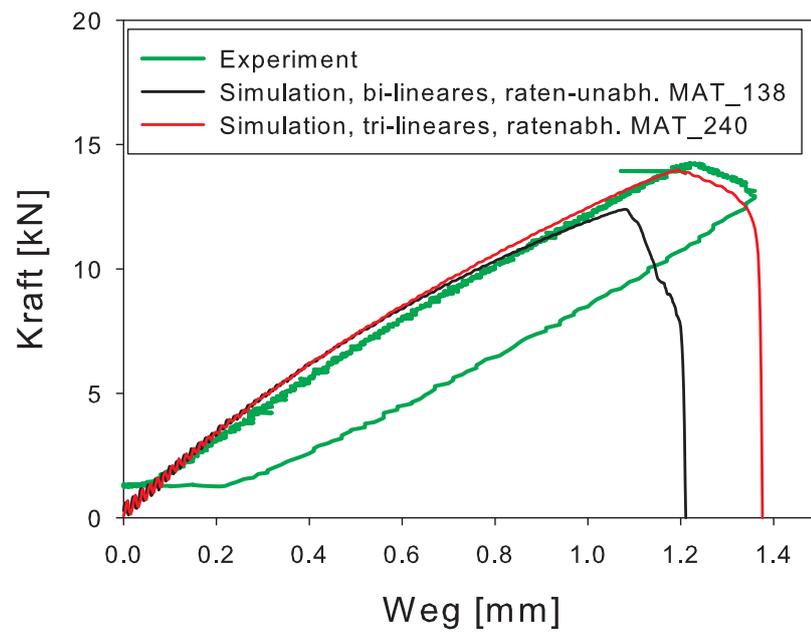


Abbildung 6.15: ELSJ-Versuch, Experiment und Simulation,  $v_{test} = 0.017$  mm/s

# 7. Anwendung in Bauteilsimulation

## 7.1 Allgemeines

Im Automobilbau steigen die Anforderungen an das Crashverhalten sicherheitsrelevanter Bauteile für Front-, Heck- und Seitenaufprall. Die Vorschriften für Crashtests sind stark vom jeweiligen Automobilmarkt abhängig. Dies resultiert in einer Vielzahl von zu untersuchenden Aufprallrichtungen, -punkten und -geschwindigkeiten, Barrieren und Dummies. Neben den Frontkollisionen verursacht der Seitenaufprall die meisten Verletzungen von Personen. Bei einem solchen Seitenaufprall trägt beispielsweise die Deformation der B-Säule maßgeblich zum Crashverhalten der Struktur bei. Daraus resultieren die steigenden Anforderungen an mechanische Kenngrößen, wie Steifigkeit und Energiedissipation solch sicherheitsrelevanter Bauteile, wie B-Säule, Sitzquerträger oder Schweller.

Beim Seitenaufprall kann zwischen drei Lastpfaden unterschieden werden: eine Lastübertragung über den Schweller zum vorderen und zum hinteren Teil der Struktur, einen Lastpfad über die B-Säule zum Dach und einen dritten Lastpfad durch die Bodengruppe. Im letzteren Fall muss die Kraftübertragung zwischen dem steifen Sitzquerträger und dem Bodenblech ausreichend gewährleistet sein, da beide Komponenten Aufgaben der Lastübertragung in der unteren Struktur übernehmen.

## 7.2 Bauteilversuche

In dieser Arbeit wird in einer Automobilstruktur die Anbindung des Querträgers 3 (Abbildung 7.1) an das Bodenblech mittels einer Klebverbindung untersucht. Hierzu wurden Probekörper, die einen Ausschnitt aus einer Bodengruppe darstellen, seitens der Adam Opel GmbH gefertigt und unter Crashbedingungen geprüft. Diese

Komponentenstruktur dient nur als Konzeptstudie für die Klebverbindungen und kann aufgrund der Einschränkungen bei der Testdurchführung keinen realen Seitenauprall darstellen. Bei der Fertigung der geklebten Bauteilproben wurde eine Soll-Klebschichtdicke  $t_{adh,Soll} = 0.3\text{ mm}$  eingestellt. Die Aushärtung des Klebstoffes erfolgte nach den Vorgaben des Herstellers.

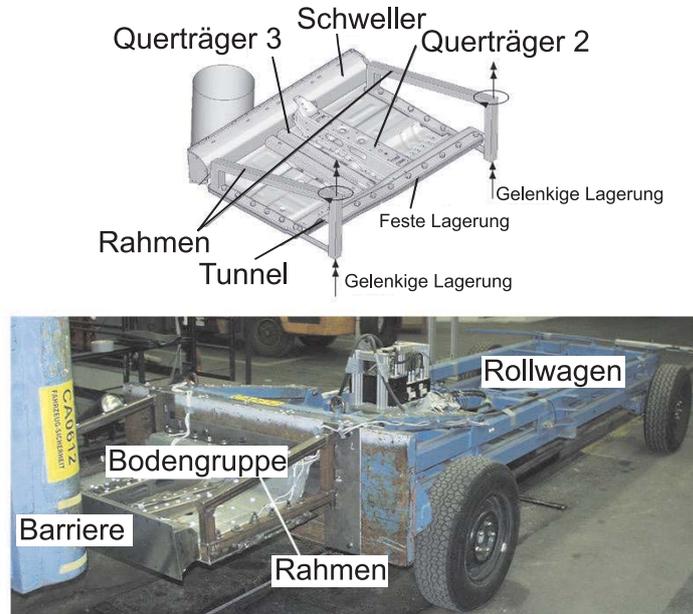


Abbildung 7.1: Bodengruppe

Insgesamt wurden drei Varianten experimentell geprüft:

- Der Querträger 3 ist mit Henkel Terokal 5077 entlang seiner Flansche an das Bodenblech geklebt.
- Der Querträger 3 ist zusätzlich zur Klebnaht mit 10 Punktschweißverbindungen an das Bodenblech gefügt.
- Der Querträger 3 ist an 11 Punkten an das Bodenblech geschweißt. Bei dieser Variante wurde kein Klebstoff verwendet.

Für diese drei Varianten werden die experimentellen Ergebnisse exemplarisch anhand zweier Sensorsignale verglichen, wobei je Variante zwei Versuche durchgeführt wurden. Während Sensor 1 die Beschleunigungen in Fahrtrichtung auf dem Rollwagen aufzeichnet, befindet sich der zweite Beschleunigungssensor (Sensor 2) auf dem geklebten Flansch des Querträgers 3 (Abbildung 7.2). Sensor 2 zeichnet ebenfalls Beschleunigungen in Fahrtrichtung auf.

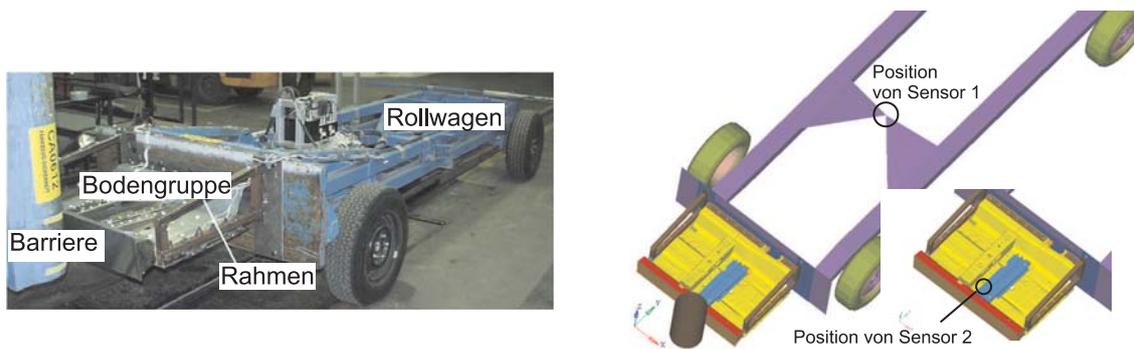


Abbildung 7.2: Bodengruppe und FE-Modell mit Positionen der beiden Sensoren

Im Folgenden sind die ausgewerteten Geschwindigkeits- und Verschiebungsverläufe an den beiden Sensoren dargestellt. Die Kurven wurden mittels Integration der gemessenen Beschleunigungssignale ermittelt, die Aufprallgeschwindigkeit betrug bei allen Versuchen einheitlich 4600 mm/s.

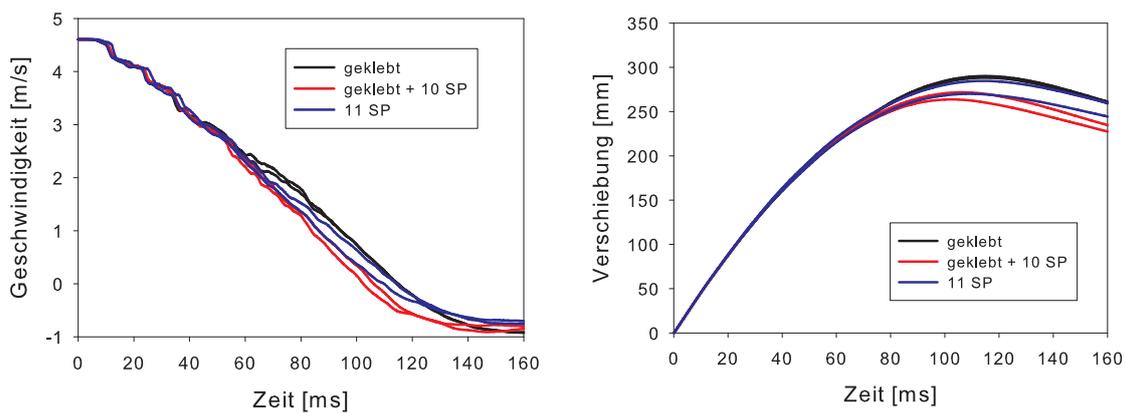


Abbildung 7.3: Versuchsergebnisse der Bodengruppe, Messungen am Rollwagen (in Fahrtrichtung)

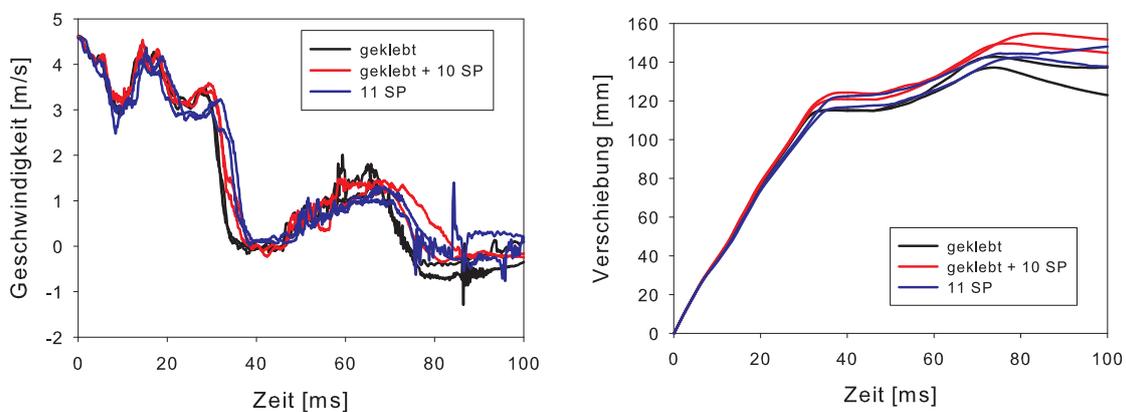


Abbildung 7.4: Versuchsergebnisse der Bodengruppe, Messungen am Klebflansch des QT3 (in Fahrtrichtung)

Die gezeigten Messkurven der drei Varianten unterscheiden sich geringfügig, allerdings erhält man mit der Variante, die eine Kombination von Klebverbindung und 10 Schweißpunkten enthält, den geringsten Impaktweg (Abbildung 7.3, rechts). Die beiden anderen Varianten lassen sich unter diesem Gesichtspunkt als gleichwertig eingestufen. Aufgrund der geringen Abweichungen zwischen den einzelnen Varianten können die Messkurven nicht als maßgebliche Validierungsgröße für die Simulation herangezogen werden. Nichtsdestotrotz ist anhand solcher Messungen aber eine erste Überprüfung der numerischen Daten möglich.

### 7.3 FE-Modell der Bodengruppe

Das in Kapitel 3 vorgestellte Kohäsivzonenmodell wurde in der Simulation der Bodengruppe erstmals in einer komplexeren Automobilstruktur eingesetzt. Dazu wurde ein FE-Modell der Bodengruppe und des Versuchsaufbaus erstellt. Es werden vollintegrierte Schalenelemente und reduziert integrierte Solidelemente mit einer durchschnittlichen Kantenlänge von ca. 5 mm verwendet. Dabei kommen die Schalenelemente bei der Modellierung der Bleche zum Einsatz, während zur Diskretisierung der Rahmenkonstruktion und der Schweißpunkte auf Solidelemente zurückgegriffen wird. Für die Klebschicht wurden Kohäsivelemente mit einer Kantenlänge von 1 mm gewählt, wobei aus Gründen der Modellierung die im Modell verwendete Dicke  $t_{elem} = 0.3$  mm nicht der geometrischen Dicke  $t_{geom} \approx 1.07$  mm der Kohäsivelemente entspricht. Durch die gewählte Art der Modellierung kann auf eine Verwendung eines Schalenoffsets der Fügepartner verzichtet werden. Wie im Automobilbau üblich, erfolgt die Anbindung der einzelnen Komponenten des Modells aneinander über ein inkongruentes Netz. Die geringe Nachgiebigkeit der Barriere wurde in der Simulation vernachlässigt, die Barriere wurde stattdessen als unendlich steifer Festkörper (Rigid Body) definiert. Die Materialkarten für alle verwendeten Bleche, Schweißpunkte und die Materialien der Rahmenkonstruktion wurden von der Adam Opel GmbH ermittelt und zur Verfügung gestellt. Für den Klebstoff wurden die in Kapitel 5 ermittelten Parameter verwendet. Einflüsse der Reibung wurden über einen einheitlichen, konstanten Reibkoeffizienten  $\mu_R = 0.1$  in einem globalen Kontakt berücksichtigt. Im Modell erfolgt die Definition der Randbedingungen, entsprechend dem Versuch, über eine Anfangsgeschwindigkeit der Bodengruppe samt Halterungen, während eine Bewegung der Barriere in sämtlichen Freiheitsgraden ausgeschlossen ist. Zur Sicherstellung einer vertretbaren Simulationszeit wurde auf Massenskalierung zurückgegriffen, dabei wurde der kritische Zeitschritt auf  $dt_{crit} = 4.5 \times 10^{-7}$  s beschränkt. Die gewählte Massenskalierung verursacht bei dem gewählten Netz keine merkliche Verfälschung der Simulationsergebnisse, dies wurde im Vorfeld exemplarisch untersucht.

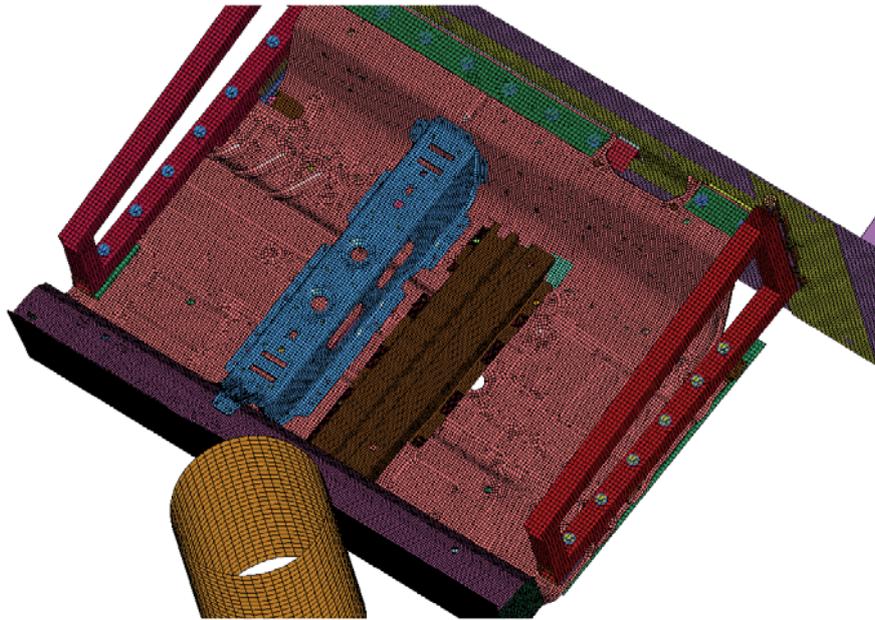


Abbildung 7.5: FE-Modell der Bodengruppe

## 7.4 Vergleich von Experiment und Simulation

Im Folgenden werden die Ergebnisse der Crashsimulation mit den Versuchsergebnissen für die Variante mit rein geklebtem Querträger 3 verglichen. Die Abbildungen 7.6 und 7.7 zeigen den Vergleich in den Sensorsignalen. Es kann zwar eine gute Übereinstimmung zwischen Simulation und Versuchen beobachtet werden, allerdings kann der Vergleich der Sensorsignale lediglich zu einer ersten Überprüfung der Ergebnisse genutzt werden. Zur weiteren Validierung der Simulationsergebnisse wird im Folgenden das Verformungsbild herangezogen, in welchem das Bauteilverhalten in der Simulation mit dem im Versuch beobachteten verglichen wird.

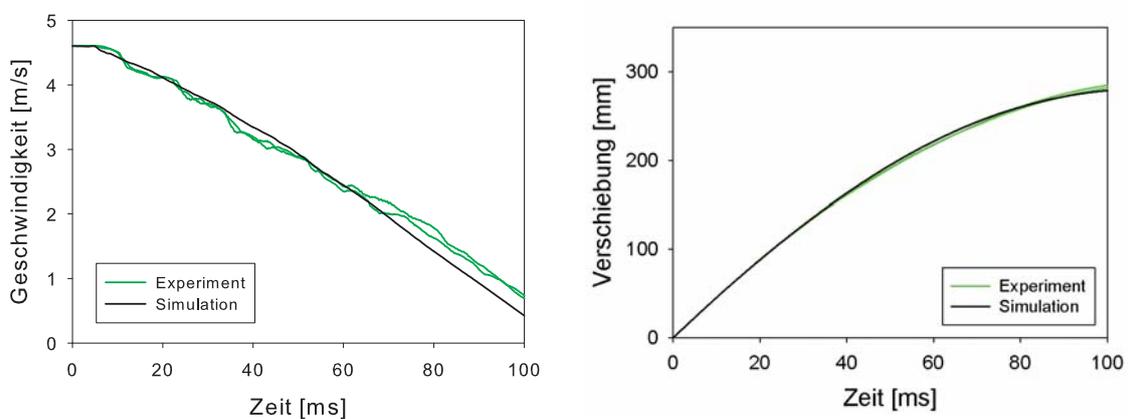


Abbildung 7.6: Bodengruppe, geklebte Variante, Messung und Simulation am Rollwagen (in Fahrtrichtung)

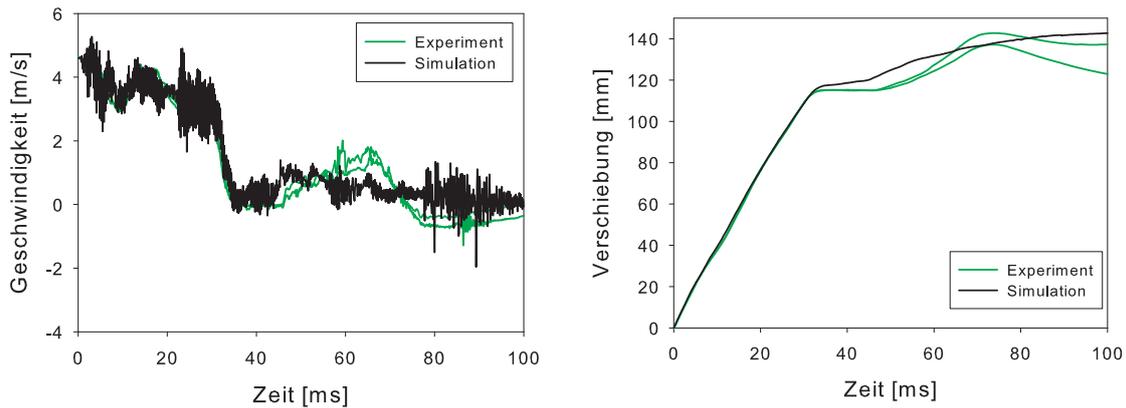


Abbildung 7.7: Bodengruppe, geklebte Variante, Messung und Simulation am Klebflansch des QT3 (in Fahrtrichtung)

Die Abbildungen 7.9 bis 7.14 vergleichen das Verformungsbild in Experiment und Simulation aus zwei Perspektiven. Ferner wird dieser Vergleich exemplarisch an Zeitpunkten durchgeführt, an denen die ermittelte Geschwindigkeit an Sensor 2 auf dem geklebten Flansch des Querträgers 3 markante Stellen aufzeigt, wie beispielsweise lokale Minima oder Maxima (Abbildung 7.8).

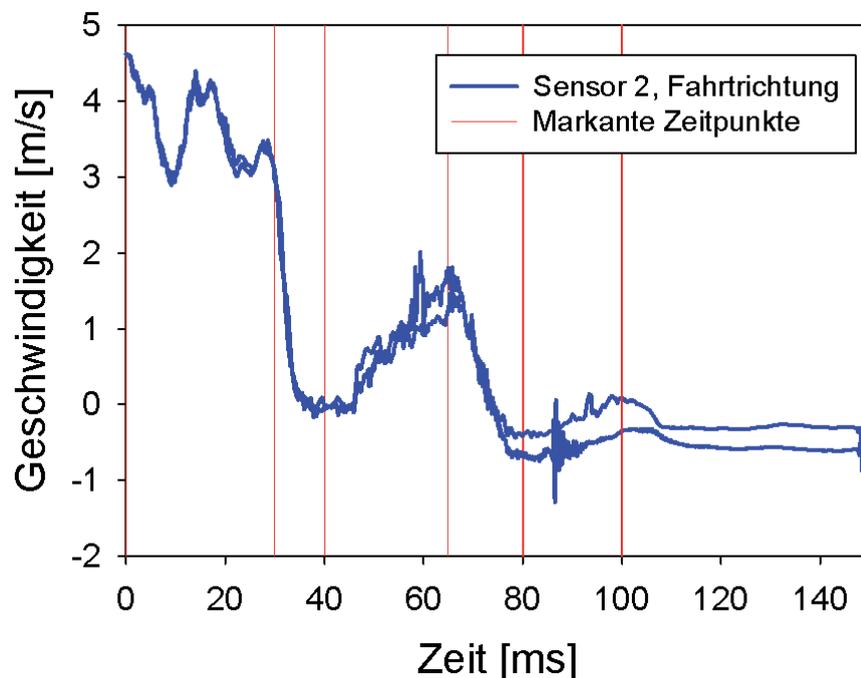


Abbildung 7.8: Bodengruppe: Markante Zeitpunkte, ausgewählt anhand Messung von Sensor 2

Abbildung 7.9 zeigt einleitend den Ausgangszustand zum Zeitpunkt des Aufpralls auf den Pfahl ( $t = 0$  ms). Zum Zeitpunkt  $t = 30$  ms wird der Messpunkt am Flansch

abgebremst, die Energiedissipation findet bis zu diesem Zeitpunkt weitestgehend über eine Deformation des Schwellers statt (Abbildung 7.10).

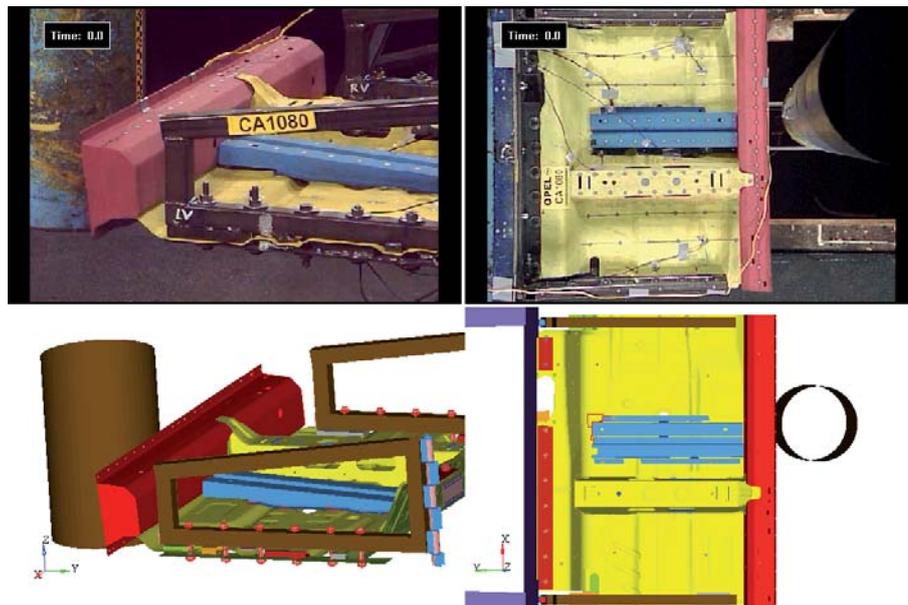


Abbildung 7.9: Bodengruppe, geklebte Variante, Faltung zum Zeitpunkt  $t = 0$  ms (Versuchsbeginn)

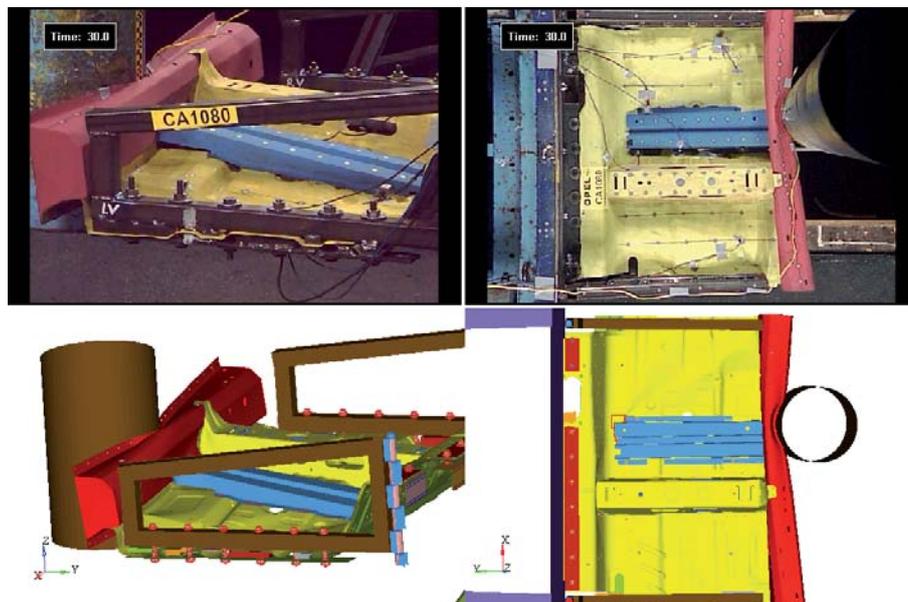


Abbildung 7.10: Bodengruppe, geklebte Variante, Faltung zum Zeitpunkt  $t = 30$  ms

Nach  $t = 40$  ms (Abbildung 7.11) versagen die ersten Schweißpunkte zwischen Schweller und Bodenblech, die ausgewertete Geschwindigkeit am Flansch erreicht ein lokales Minimum. Nach Durchlaufen dieses Minimum beginnt die Lasteinleitung in den Querträger 3. Erwähnenswert ist zudem das Versagen der ersten geklebten Stellen (in Fahrtrichtung vorne links) in der Simulation. In der Realität versagt diese Stelle deutlich später.

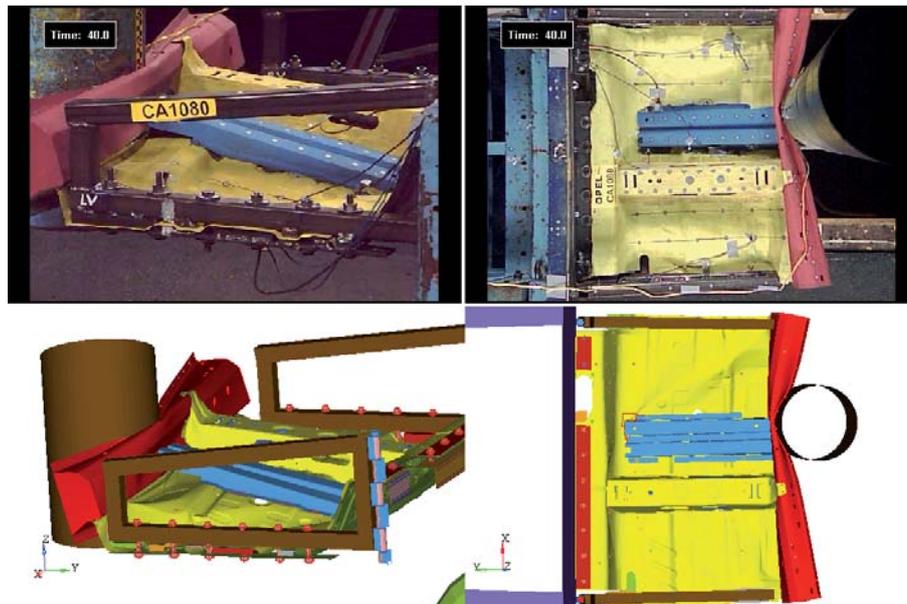


Abbildung 7.11: Bodengruppe, geklebte Variante, Faltung zum Zeitpunkt  $t = 40$  ms

Die ersten Abschnitte der Klebverbindung zwischen Querträger 3 und Bodenblech versagen zum Zeitpunkt  $t = 65$  ms (Abbildung 7.12), welches sich in einem erneuten Abfall der gemessenen Geschwindigkeit in Abbildung 7.8 bemerkbar macht.

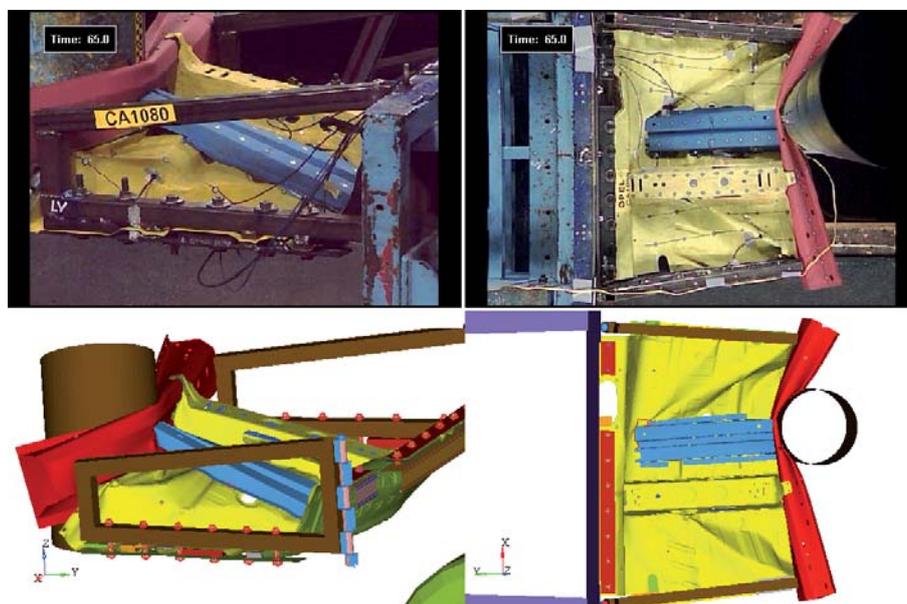


Abbildung 7.12: Bodengruppe, geklebte Variante, Faltung zum Zeitpunkt  $t = 65$  ms

Die Klebschicht hat bei  $t = 80$  ms vollständig versagt (Abbildung 7.13), im Anschluss ist nur noch ein Rückprall festzustellen. Das Versuchsende ist bei  $t = 100$  ms erreicht.

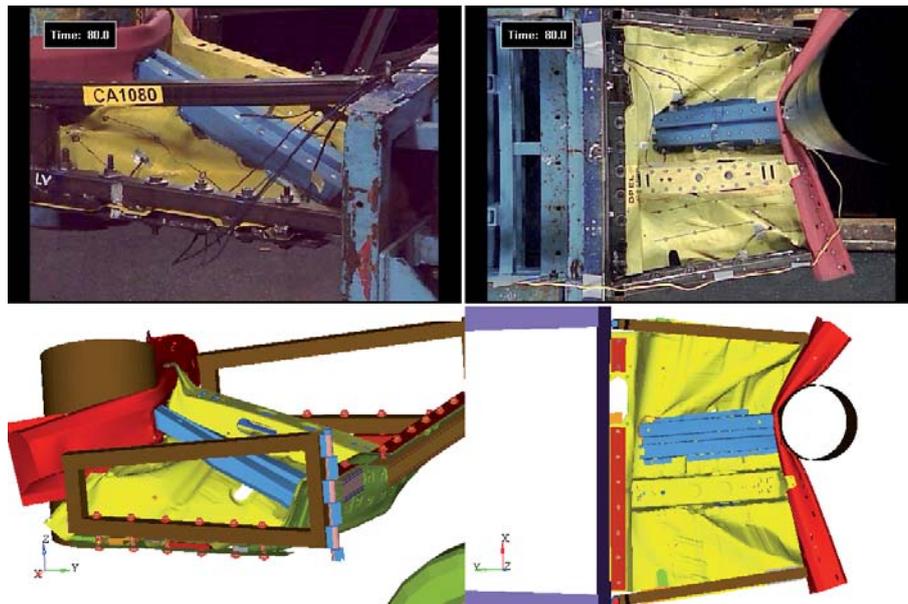


Abbildung 7.13: Bodengruppe, geklebte Variante, Faltung zum Zeitpunkt  $t = 80$  ms

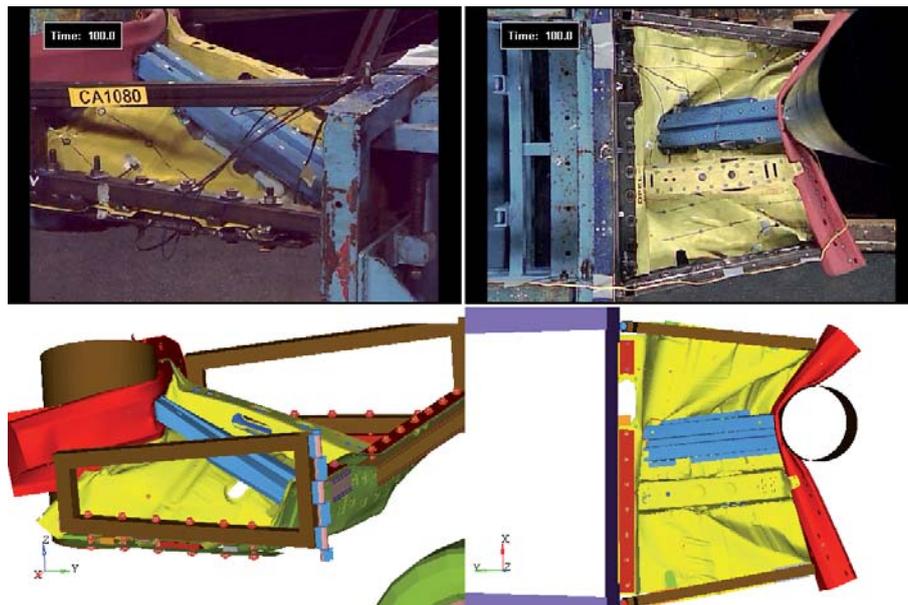


Abbildung 7.14: Bodengruppe, geklebte Variante, Faltung zum Zeitpunkt  $t = 100$  ms (Versuchsende)

Abbildung 7.15 zeigt den Vergleich der Verformungsbilder zwischen Simulation und Experiment nach dem Versuchsende. Qualitativ kann hier eine gute Übereinstimmung der Gesamtfaltung festgestellt werden. Im Hinblick auf die versagten Bereiche der Klebschicht sind allerdings merkliche Unterschiede zu verzeichnen.

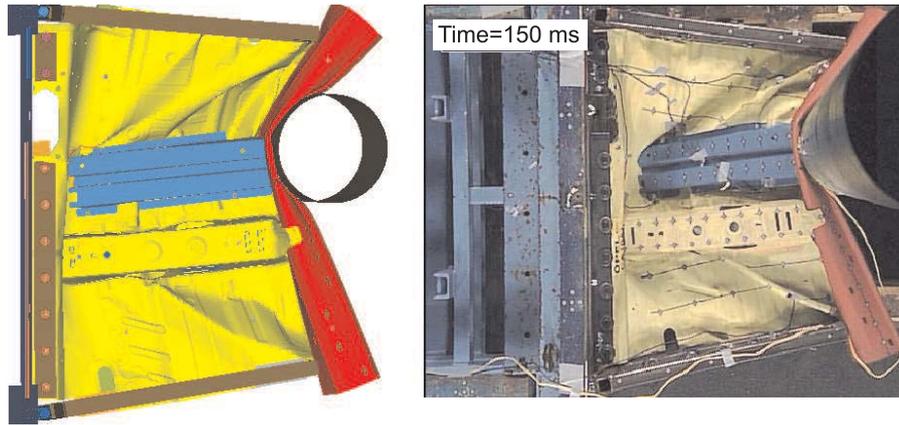


Abbildung 7.15: Bodengruppe, geklebte Variante, Faltung zum Versuchsende

Während die Klebflächen in Fahrtrichtung links sowohl in Simulation als auch Experiment komplett versagen, sind auf der gegenüberliegenden Seite in Fahrtrichtung rechts deutliche Unterschiede im Klebschichtversagen zu beobachten.

Trotz dieser beobachteten Unterschiede kann aus der ersten Anwendung des vorgestellten Kohäsivzonenmodells in einer komplexen Automobilstruktur ein positives Fazit gezogen werden, da die erhaltenen Abweichungen zwischen Simulation und Experiment sich nicht allein durch die Modellierung der Klebverbindung begründen lassen. Vielmehr existieren bei einer solch komplexen Struktur noch weitere, in der Regel nicht genauer bekannte Einflussgrößen, wie beispielsweise Reibungskoeffizienten oder auch die Versagensmodellierung der Schweißpunkte.

## 8. Zusammenfassung und Ausblick

Mit dem zunehmenden Einsatz von Klebstoffen zur strukturellen Verbindung von Komponenten im automobilen Karosseriebau steigen auch die industriellen Anforderungen an eine solche Verbindung. Diese steigenden Anforderungen erstrecken sich ebenfalls auf die Vorhersagekraft numerischer Simulationen, denen bei der Entwicklung neuer Strukturen eine tragende Rolle zukommt. Hieraus resultieren unter anderem die verstärkten Forschungsaktivitäten auf diesem Gebiet in den vergangenen Jahrzehnten.

Zur Berücksichtigung des Versagens einer Klebverbindung in einer Crash-Simulation stellen Kohäsivzonenmodelle einen guten Kompromiss zwischen geforderter Rechengenauigkeit und numerischem Aufwand dar. In der jüngeren Vergangenheit wurden einige solcher Modelle formuliert. Kommerzielle FE-Programme bieten bereits eine Auswahl an Kohäsivzonenmodellen an. Diese derzeit verfügbaren Kohäsivzonenmodelle berücksichtigen weitestgehend keine Effekte der Ratenabhängigkeit oder der Plastizität, die allerdings das mechanische Verhalten vieler in der Industrie eingesetzter Strukturklebstoffe bestimmen. In dieser Arbeit wurde ein Kohäsivzonenmodell zur Berechnung geklebter Strukturen unter Crashbeanspruchung vorgestellt, welches in der Lage ist, Effekte der Plastizität und der Ratenabhängigkeit über einfache Ansätze phänomenologisch zu berücksichtigen. Das Modell wird in naher Zukunft in der kommerziellen FE-Software LS-DYNA<sup>TM</sup> für die industrielle Anwendung zur Verfügung stehen.

Die Parameter für das vorgestellte Modell können direkt aus (bruch-)mechanischen Versuchen bestimmt werden. Dies ist ein deutlicher Vorteil gegenüber anderen, kontinuumsmechanischen Materialmodellen, die häufig eine inverse Parameterbestimmung verlangen. Die Modellparameter besitzen nur bei kohäsivem Klebstoffversagen Gültigkeit. Kohäsive Brüche treten vorrangig bei hohen Dehnraten in der Klebschicht

auf und sind somit von hoher Relevanz für den Crashfall. Im Rahmen der Parameteridentifikation wurde weiterhin ein neu entwickelter Probenotyp zur Bestimmung der Energiefreisetzungsrates unter Schubbelastung vorgestellt, die End-Loaded Shear Joint (ELSJ) Probe. Mit der ELSJ-Probe lassen sich die Energiefreisetzungsrates unter Modus II für hochfeste Strukturklebstoffe experimentell bestimmen, während dies mit den Versuchen nach dem Stand der Technik oftmals nicht problemlos möglich ist. Die Auswertemethode der ELSJ-Versuche lässt sich auch auf Tapered Double Cantilever Beam (TDCB) Versuche anwenden, und liefert, sowohl im ELSJ- als auch im TDCB-Versuch, zusätzlich zur Energiefreisetzungsrates eine Information über die Energie, die zur Bildung einer Prozesszone vor Beginn des Rissfortschritts dissipiert wird.

Das Materialmodell wurde anhand des Abgleiches von Simulation und Experiment von einfachen Verbindungsproben bei unterschiedlichen Prüfgeschwindigkeiten, Füge-teilmaterialien und Füge-teildicken validiert. Die Simulation eines Be- und Entlastungszyklus im TDCB-Versuch weist auf eine gute Erfassung der plastischen Effekte in der Klebfuge durch das Modell hin.

Das Materialmodell wurde abschließend in der Simulation eines Crash-Versuchs mit einer bauteilähnlichen Komponente zur Modellierung von Klebverbindungen eingesetzt. Die Vorhersage der numerischen Simulation weicht dabei nur leicht von den experimentellen Beobachtungen ab. In der weiteren Zukunft sollen noch weitere Validierungen an bauteilähnlichen Komponenten erfolgen, bis hin zum letztendlichen Einsatz in einer Gesamtfahrzeugsimulation.

Das in dieser Arbeit entwickelte und vorgestellte Kohäsivzonenmodell stellt einen deutlichen Fortschritt zu den derzeit kommerziell verfügbaren Kohäsivzonenmodellen dar. Es ist in der Lage, durch eine Berücksichtigung von Plastizität und Ratenabhängigkeit des Klebstoffs, das Versagen einer Klebverbindung in einer Simulation realitätsnaher zu beschreiben als die derzeit verfügbaren Kohäsivzonenmodelle. Somit wird die Dimensionierung neuer, geklebter Strukturen im Automobilbau erleichtert. Der Einsatz von Strukturklebungen fördert den Leichtbau, sowie die Entwicklung und den Einsatz neuer Materialien im Karosseriebau, und dadurch auch die angestrebte Reduktion des Fahrzeuggewichts und der Schadstoffemissionen im Fahrbetrieb. Somit sind die Ergebnisse dieser Arbeit ein Beitrag zur weiteren Verbreitung des Klebens als strukturelle Füge-technik im Automobilbau, und sie tragen indirekt zu ökonomischem und ökologischem Erfolg bei.

# A. Implementierung

Das in Kapitel 4 vorgestellte, weiterentwickelte Kohäsivzonenmodell wurde im Rahmen dieser Arbeit als Subroutine in LS-DYNA<sup>TM</sup> implementiert. Die ausführlich dokumentierte Fortran 77-Routine ist nachstehend abgebildet. Diese Fortran 77-Routine ist in dieser Form prinzipiell in eine Vielzahl von Finite-Element-Programme implementierbar, wobei insbesondere der Programmkopf und die übergebenen History-Variablen im Einzelfall an die Syntax des jeweiligen FE-Programmes angepasst werden müssen.

## Quellcode: Materialroutine in LS-DYNA<sup>TM</sup> (Sprache: Fortran 77)

```
1
2     subroutine umat43c(idpart ,params ,lft ,llt ,tvec ,jump_u ,dxdt ,
3 &     aux ,ek ,ifail ,dtlsiz ,crv ,nhxbwp)
4     include 'nlqparm'
5
6 c*****
7 c     Mixed Mode Cohesive Zone Model, Stephan Marzi
8 c*****
9 c
10 c***  variables
11 c     idpart  ——— part ID
12 c     params  ——— material constants
13 c     lft ,llt ——— start and end of block
14 c     fTraction — components of the cohesive force
15 c     jump_u  ——— components of the displacement
16 c     dxdt   ——— components of the velocity
17 c     aux    ——— history storage
18 c     ek     ——— max. stiffness/area for time step calculation
19 c     ifail  ——— =.false. not failed
20 c           =.true. failed
21 c     dtlsiz ——— time step size
22 c     crv    ——— curve array (not used)
23 c     nhxbwp ——— internal element id array , lqfinv(nhxbwp(i),2)
24 c           gives external element id
25 c
26 c***  jump_u , dxdt , and fTraction are in the local coordinate system:
27 c     components 1 and 2 are in the plane of the cohesive surface
```

```

28 c      component 3 is normal to the plane
29 c
30 c***  params storage convention
31 c      (1) =0 density is per area
32 c      =1 density is per volume
33 c      (2) number of integration points for element deletion
34 c      =0 no deletion
35 c      (3:48) material model constants
36 c
37 c      Written by:   Stephan Marzi (2009),
38 c                   Stephan.Marzi@ifam.fraunhofer.de
39 c
40 c -----
41 c  HISTORY-Variablen
42 c
43 c  history_var#1  : Damage
44 c  history_var#2  : Status (versagt = 0)
45 c  history_var#3  : Vergleichsdehnrate
46 c  history_var#4  : Dicke
47 c  history_var#5  : GIIC
48 c  history_var#6  : Festigkeit S (Mode II)
49 c  history_var#7  : GIC
50 c  history_var#8  : Festigkeit T (Mode I)
51 c  history_var#9  : Mixed-Mode Verschiebung bei Plateaubeginn (del_m1)
52 c  history_var#10 : Plastische Verschiebung in t1-Richtung
53 c  history_var#11 : Plastische Verschiebung in t2-Richtung
54 c  history_var#12 : Plastische Verschiebung in Peel-Richtung
55 c  history_var#13 : Verschiebung u_t1 für Inkrement
56 c  history_var#14 : Verschiebung u_t2 für Inkrement
57 c  history_var#15 : Verschiebung u_n
für Inkrement
58 c  history_var#16 : Absolute Zeit
59 c  history_var#17 : Zeit für ASCII - Output
60 c  history_var#18 : Hilfsvariable für Dehnratenbestimmung (Zeit für t_ref 1)
61 c  history_var#19 : Hilfsvariable für Dehnratenbestimmung (Zeit für t_ref 2)
62 c  history_var#20 : Hilfsvariable für Dehnratenbestimmung (Flag)
63 c  history_var#21 : Hilfsvariable für Dehnratenbestimmung (n)
- Anzahl n
64 c  history_var#22 : Hilfsvariable für Dehnratenbestimmung (gew. Summe)
- t1
65 c  history_var#23 : Hilfsvariable für Dehnratenbestimmung (gew. Summe)
- t2
66 c  history_var#24 : Hilfsvariable für Dehnratenbestimmung (gew. Summe)
- n
67 c
68
69 cc ccccccccccccccccccccccccccccccccccccccccccccccccccccccccccc
70 ccc COMMON - Variablen (global)
71      common/aux8loc/
! globale Knotenkoordinaten
72      & x1(nlq),x2(nlq),x3(nlq),x4(nlq),
73      & x5(nlq),x6(nlq),x7(nlq),x8(nlq),
74      & y1(nlq),y2(nlq),y3(nlq),y4(nlq),
75      & y5(nlq),y6(nlq),y7(nlq),y8(nlq),
76      & z1(nlq),z2(nlq),z3(nlq),z4(nlq),
77      & z5(nlq),z6(nlq),z7(nlq),z8(nlq)
78 C
79      real jump_u
80      logical ifail
81      dimension params(*),tvec(nlq,*),jump_u(nlq,*),
82      & dxdt(nlq,*),aux(nlq,*),ek(*),ifail(*),dtlsiz(*),
83      & nhxbwp(nlq), dicken_flag(nlq), dicke(nlq),crv(101,2,*),
84      & xval(nlq),yval(nlq),slope(nlq), srate_n(nlq), srate_t(nlq),

```

```

85      &      srate_n_mean(nlq), srate_t_mean(nlq)
86
87  c$omp thread private (/aux8loc/)
88
89  c Die Zeile ist wichtig für die globalen COMMON-Variablen
90  ccccccccccccccccccc
91
92      integer k, lft, llt, j, eid, idpart
93  ccccccccccccccccccc
94      real*8 lambda, dicke1, dicke2, dicke3, dicke4,
95      &      del_1n, del_2n, del_fn, GIc, thick,
96      &      du_n, dt_s, dt_e, dt_sf, dt_ef, us, ws, rs,
97      &      epsdot_akt, alpha, u_t, u_t1, u_t2,
98      &      del_1t, del_2t, del_ft, du_t, fg1, fg2,
99      &      u_ges, beta, GIel, GIIel, del_m1, del_m2, del_mf, xmu,
100     &      damage, gamma, u_plast, top1, top2, bottom,
101     &      bottom1, bottom2, yield, sigma_m1, sigma_akt, skal_v,
102     &      GIc_inf, eps_GIC, T1, eps_T, GIIc_inf, eps_GIIC, S1, eps_S
103  ccccccccccccccccccc
104     parameter( zero = 0.d0, one = 1.d0, two = 2.d0, three = 3.d0,
105     1      half = .5d0, five = 5.d0, ten = 10.d0, tol=1.0d-6,
106     2      asmall=1.d-6, fifty=50.d0, hundred=100.d0, four = 4.d0,
107     3      ninety=9.d+1, nine=9.d0, twenty=2.d+1, thousand=1.d+3
108 )
109  ccccccccccccccccccc
110  cc START
111
112      INRFAILED = 0
113
114  c      Materialparameter
115
116      Emodul = abs( params(3) ) ! Steifigkeitswerte
117      Gmodul = params(4)
118
119      GIc      = params(9)  ! Mode I
120      GIc_inf  = params(10)
121      eps_GIC  = params(11)
122      T        = params(12)
123      T1       = params(13)
124      eps_T    = params(14)
125      fg1      = params(15)
126
127      GIIc     = params(17) ! Mode II
128      GIIc_inf = params(18)
129      eps_GIIC = params(19)
130      S        = params(20)
131      S1       = params(21)
132      eps_S    = params(22)
133      fg2      = params(23)
134
135      output = params(6) ! Zeitintervall für ASCII-Output
136
137  c Beträge (negative Werte —> Ratenabhängigkeit)
138      GIc      = abs(GIc)
139      T        = abs(T)
140      T1       = abs(T1)
141      GIIc     = abs(GIIc)
142      S        = abs(S)
143      S1       = abs(S1)
144  ccccccccccccccccccc
145
146

```

```

147
148 ccccccc
149     do k=1ft , 1lt      ! Schleife über Integrationspunkte
150
151         aux(k,16) = aux(k,16) + dt1siz(k) ! absolute Zeit
152         eid = lqfinv(nhxbwp(k),2) ! Aktuelle Element-ID
153
154 c Verschiebungen in lokaler 3-Richtung (Schälung)
155
156         u_n =max( jump_u(k,3) , zero ) ! u_n = < Schälweg >
157
158 c Verschiebungen in lokaler 1- und 2-Richtung (Schub)
159         u_t1 =jump_u(k,1)
160         u_t2 =jump_u(k,2)
161
162 C      Resultierende Schubverformung und Verschiebungsinckremente
163 c      in 1/2-Schub-Rtg.
164
165         u_t = sqrt( u_t1**two + u_t2**two )
166 c
167         du_n = jump_u(k,3) - aux(k,15)
168 C      Gesamtverschiebung und Mixed-Mode-Verhältnis
169         u_ges = sqrt( u_n**two + u_t**two )
170         if (u_n .gt. asmall) then
171             beta = u_t / u_n
172         ! Modenverhältnis
173         end if
174 C      Winkel in der Mode I-Mode II - Ebene
175         if (u_ges .gt. asmall) then
176             gamma = acos( u_n / u_ges )
177         end if
178
179 cccccccccccccccccccccccccc
180 c      Elementdicke
181 c      Geometrische Dicke oder Dicke aus Inputdeck ?
182 c      Dicke ———> aux(k,4) !
183
184         if ( (params(5) .le. zero) .and. (aux(k,4) .le. zero) )
185 then
186     1         dicke1 = sqrt( (x1(k)-x5(k))**two + (y1(k)-y5(k))**two +
187         (z1(k)-z5(k))**two )
188     1         dicke2 = sqrt( (x2(k)-x6(k))**two + (y2(k)-y6(k))**two +
189         (z2(k)-z6(k))**two )
190     1         dicke3 = sqrt( (x3(k)-x7(k))**two + (y3(k)-y7(k))**two +
191         (z3(k)-z7(k))**two )
192     1         dicke4 = sqrt( (x4(k)-x8(k))**two + (y4(k)-y8(k))**two +
193         (z4(k)-z8(k))**two )
194         aux(k,4) = ( dicke1 + dicke2 + dicke3 + dicke4 ) / four
195     end if
196     if (params(5) .gt. zero) then
197         aux(k,4) = params(5)
198     end if
199     if (aux(k,16) .eq. zero) then
200         write(22,500) eid , aux(k,4)
201     format( I10 , f12.5)
202     end if
203
204
205
206
207

```

```

208 c   Anfangs-Steifigkeiten für bi-/trilineares Modell:
209     Et = Gmodul / aux(k,4)
210     En = Emodul / aux(k,4)
211
212 c   Festigkeiten und Energiefreisetzungsraten
213     aux(k,8) = max( aux(k,8), T )
! Festigkeit Mode I (T)
214     aux(k,7) = max( aux(k,7), GIc ) ! GIc
215     aux(k,6) = max( aux(k,6), S )
! Festigkeit Mode II (S)
216     aux(k,5) = max( aux(k,5), GIIC ) ! GIIC
217
218 ccccccccccccccccccccccccccccccccccccccccccccccccccccccccccccc
219 ccccccccccccccccc RATENABHÄNGIGKEIT ccccccccccccccccccccccccccccccccccccccccc
220 ccccccccccccccccccccccccccccccccccccccccccccccccccccccccccccc
221
222 c   mittlere Dehnrate bestimmen, Schätzung Zeitintervall:
223 c   dt für du_n von "dt_sf" auf "dt_ef" der Zeit bis zum Plateaubeginn
224
225     dt_sf = 0.20
226     dt_ef = 0.40
227 ccccccc
228     dt_s = dt_sf * aux(k,9)
229     dt_e = dt_ef * aux(k,9)
230
231 c   Größenordnung der Zeit
232     if ( (aux(k,20) .lt. half) .and. (aux(k,9) .gt. zero) )
then
233         if ( (u_ges .gt. dt_s)
234             1 .and. (u_ges .le. dt_e) ) then
235             if (aux(k,3) .eq. zero) then
236                 aux(k,18) = aux(k,18) + dtlsiz(k)
237                     ! Zeit für Dauer der Referenz-Intervalls
238                 aux(k,19) = aux(k,16)
239             end if
240         end if
241         if ( u_ges .gt. dt_e ) then
242             aux(k,20) = one
243         end if
244     end if
245 ccccccccccccccccccccccccccccccccccccccccccccccccccccccccccccc
246 ccc   Ermittlung der äquivalenten Dehnrate
247
248     if ( aux(k,20) .eq. one ) then
249
250         if (aux(k,20) .lt. two) then
251             rs = aux(k,18) / (ten * (dt_ef - dt_sf) )
252                 ! Intervallbreite
253             us = two * abs( aux(k,19) - aux(k,16) ) / rs
254                 ! zeitlicher Abstand für Wichtung
255             if (us .lt. one) then
256                 ws = exp( - us ** two )
257 c   gewichtete Summen (Geschwindigkeit)
258                 ! Summe der Wichtungen
259                 aux(k,21) = aux(k,21) + ws
260                     ! t1
261                 aux(k,22) = aux(k,22) + ws * dxdt(k,1)
262                     ! t2
263                 aux(k,23) = aux(k,23) + ws * dxdt(k,2)
264                     ! n
265                 aux(k,24) = aux(k,24) + ws * dxdt(k,3)
266             else
267                 if ( aux(k,21) .gt. asmall ) then

```

```

268             skal_v = sqrt( aux(k,22)**two + aux(k,23)**two
269             + aux(k,24)**two )
270             epsdot_akt = skal_v / ( aux(k,4) * aux(k,21) )
271             aux(k,3) = max(epsdot_akt, aux(k,3), zero ) ! Dehnrate
272                 ! (Parameter steigen monoton !)
273             end if
274                 ! Neuer Zeitpunkt für Dehnratermittlung
275             aux(k,19) = aux(k,19) + rs
276                 ! Alle gewichteten Summe = 0
277             aux(k,22) = zero
278             aux(k,23) = zero
279             aux(k,24) = zero
280             aux(k,21) = zero ! N=0
281         end if
282
283         if ( (u_ges .gt. aux(k,9)) .and.
284             (aux(k,3) .gt. zero) ) then
285 c         ! Friere Dehnrate ein, wenn del_m1=AUX9 erreicht ist !
286             aux(k,20) = two
287         end if
288
289     end if
290 end if
291
292 cccccccc
293 c     Ratenabhängigkeit Mode I
294
295 c     Festigkeit T
296         if (params(12) .gt. zero) then
297             ! Keine Dehnratenabhängigkeit von T
298             aux(k,8) = T
299         else
300             ! Ratenabhängige Formulierung
301             if (params(13) .gt. zero) then
302                 ! Quadratischer Ansatz, wenn T1 > 0
303                 if (aux(k,3) .ge. eps_T) then
304                     aux(k,8) = T + T1 * log( aux(k,3) / eps_T ) ** two
305                 end if
306             else ! Linearer Ansatz mit Minimum
307                 if (aux(k,3) .ge. eps_T) then
308                     aux(k,8) = T + T1 * log( aux(k,3) / eps_T )
309                 end if
310             end if
311 c     Energiefreisetzungsrate GIC
312         if (params(9) .gt. zero) then
313             ! Keine Dehnratenabhängigkeit von GIC
314             aux(k,7) = GIC
315         else
316             ! Ratenabhängige Formulierung
317             if (aux(k,3) .gt. asmall) then
318                 aux(k,7)=GIC + ( GIC_inf - GIC )
319                 1 * exp(-one * eps_GIC / aux(k,3))
320             end if
321         end if
322 c     Ratenabhängigkeit Mode II
323
324 c     Festigkeit S
325         if (params(20) .gt. zero) then
326             ! Keine Dehnratenabhängigkeit von S
327             aux(k,6) = S

```



```

386         end if
387 ccccccccc
388         if (u_n .gt. asmall) then ! Plateaubeginn im Mixed Mode
389             del_m1 = del_1n * del_1t * sqrt( (one + beta**two) /
390                 1             (del_1t**two + (beta*del_1n)**two ) )
391         else
392             del_m1 = del_1t
393         ! Beta = unendlich (reiner Modus II)
394         end if
395 ccccccccc
396         if (u_n .gt. asmall) then ! Schädigungsinitierung im Mixed Mode
397             del_m2 = del_2n * del_2t * sqrt( (one + beta**two) /
398                 1             (del_2t**two + (beta*del_2n)**two ) )
399         else
400             del_m2 = del_2t
401         ! Beta = unendlich (reiner Modus II)
402         end if
403 c ccccccccc
404 c         del_mf ———> Power Law mit Exponent 1 !!!!
405         if ( u_ges .gt. asmall ) then
406             top1 = del_m1*(del_m1-del_m2)*En*aux(k,5)*cos(gamma)**two
407             top2 = aux(k,7) * (
408                 two* aux(k,5) +
409                 1             del_m1 * (del_m1-del_m2) * Et *sin(gamma)**two
410             )
411             bottom = del_m1 *
412                 1             ( En*aux(k,5)*cos(gamma)**two +
413                 2             Et*aux(k,7)*sin(gamma)**two )
414             del_mf = max(
415                 (top1 + top2)/bottom, del_m2 )
416         else
417             del_mf = del_m2
418         end if
419 ccccccc
420 c         Elasto-Plastisches Verhalten
421         if (u_ges .gt. asmall) then
422             ! Modus 1
423             aux(k,12) = max(aux(k,12), u_n - del_m1 *cos(gamma), zero )
424             ! Modus 2
425             yield = sqrt( (u_t1-aux(k,10))**two+(u_t2-aux(k,11)) **two )
426             if ( yield .gt. del_m1 * sin( gamma ) ) then
427                 aux(k,10) = aux(k,10) + u_t1 - aux(k,13)
428                 aux(k,11) = aux(k,11) + u_t2 - aux(k,14)
429             end if
430         end if
431 ccccccc
432 c         Schädigung
433         if ( (u_ges .ge. del_m2) .and. (u_ges .lt. del_mf) )
434         then
435             damage = ( u_ges - del_m2 ) / ( del_mf - del_m2 )
436             aux(k,1) = max( aux(k,1), damage, zero )
437             aux(k,1) = min( aux(k,1), one )
438         end if
439 ccccccc
440 c         Versagen
441         if (u_ges .ge. del_mf) then ! Komplettes Versagen am Integrationspunkt
442             if ( aux(k,2) .gt. half ) then

```

```

443             write(99,1000) aux(k,16),eid , aux(k,3) , aux(k,8) ,
444             1             aux(k,7) , aux(k,6) , aux(k,5)
445             1000         format (f12.5 ,I10 ,E12.5 ,f12.5 ,f12.5 ,f12.5 ,f12.5)
446             end if
447             aux(k,1) = one
448             ifail(k) = one
449         end if
450 ccccccc
451 c      Spannungsberechnung
452
453 c      Modus II
454
455             tvec(k,1) = Et * ( one - aux(k,1) ) * ( u_t1 - aux(k,10) )
456             tvec(k,2) = Et * ( one - aux(k,1) ) * ( u_t2 - aux(k,11) )
457
458 c      Modus I
459
460             if ( ( jump_u(k,3) - aux(k,12) ) .ge. zero ) then ! Modus I - Zug
461             tvec(k,3) = En * ( one - aux(k,1) ) * ( u_n -
aux(k,12) )
462             else                                     ! Modus I - Druck
463             tvec(k,3) = En * ( jump_u(k,3) -
aux(k,12) ) ! Linear im Druckbereich
464             end if
465 cccc
466                                     ! Steifigkeit für nächsten Zeitschritt !
467             ek(k) = max( En, Et, Emodul, Gmodul )
468 cccc
469 c      History-Variablen für nächsten Zeitschritt
470             aux(k,2) = one - ifail(k) ! Statusvariable
471 c      ! Resultierende Schubverformungen für du_t im nächsten Zeitschritt
472             aux(k,13) = u_t1
473             aux(k,14) = u_t2
474             aux(k,15) = jump_u(k,3)
475             aux(k,9)  = del_m1
476 cccc
477 c      Ausgabe
478
479             if (output .gt. zero) then
480             aux(k,17) = aux(k,17) + dt1siz(k)
481             if (output .le. aux(k,17) ) then
482             aux(k,17) = zero
483             write(11,2000) aux(k,16) ,eid , aux(k,1) , atan(beta) ,aux(k,9) ,
484             1             u_ges
485             2000         format (f12.5 ,I10 ,f12.5 ,f12.5 ,f12.5 ,f12.5)
486             end if
487             end if
488 ccccc
489             end do
490
491             return
492             end
493 c

```



# Literatur

- [1] *Kunststoffe - Bestimmung der Zugeigenschaften - Teil 2: Prüfbedingungen für Form- und Extrusionsmassen : EN-ISO 527-2* (1996)
- [2] *Determination of the mode I adhesive fracture energy,  $G_{Ic}$ , of structural adhesives using the double cantilver beam (DCB) and tapered double cantilever beam (TDCB) specimens : BS 7991:2001* (2001)
- [3] *Standard test method for fracture strength in cleavage of adhesives in bonded metal joints : ASTM D3433-99* (2005)
- [4] AIF-PROJECT 76 ZN: Methodenentwicklung zur Berechnung und Auslegung geklebter Stahlbauteile für den Fahrzeugbau. Forschungsbericht (2005)
- [5] *Methodenentwicklung zur Berechnung von höherfesten Stahlklebverbindungen des Fahrzeugbaus unter Crashbelastung*, FOSTA-Projekt P676, editiert von M. Brede und F.-J. Heise, Forschungsbericht, Düsseldorf (2008)
- [6] *ABAQUS Analysis User Manual*, Version 6.8 (2008)
- [7] ADAMS, R.D. ; HARRIS, J.A.: The influence of local geometry on the strength of adhesive joints. *Int. J. Adhesion and Adhesives* 7 (1987)
- [8] ALFREDSSON, K.S. ; BIEL, A. ; LEFFLER, K.: An experimental method to determine the complete stress-deformation relation for a structural adhesive layer loaded in shear. In: *Proceedings of 9th International Conference on the Mechanical Behaviour of Materials*, Geneva (2003)
- [9] ANDERSSON, T. ; STIGH, U.: The stress-elongation relation for an adhesive layer loaded in peel using equilibrium of energetic forces. *Int. J. Solids and Structures* 41 (2004)
- [10] APALAK, M.K.: Geometrically non-linear analysis of adhesively bonded double containment corner joints. *J. Adhesion* 66 (1998)
- [11] BARRET, J.D. ; FOSCHI, R.O.: Mode II stress-intensity factors for cracked wood beams. *Eng. Frac. Mech.* 9 (1977)

- [12] BENZEGGAGH, M.L. ; KENANE, M.: Measurement of mixed-mode delamination fracture toughness of unidirectional glass/epoxy composites with mixed-mode bending apparatus. *CST* 56 (1996)
- [13] BIGWOOD, D.A. ; CROCOMBE, A.D.: Elastic analysis and engineering formulae for bonded joints. *Int. J. Adhesion and Adhesives* 9 (1989)
- [14] BLACKMAN, B.R.K ; HADAVINIA, H. ; KINLOCH, A.J. ; PARASCHI, M. ; WILLIAMS, J.G.: The calculation of adhesive fracture energies in mode I: revisiting the tapered double cantilever beam (TDCB) test. *Eng. Frac. Mech.* 70 (2003)
- [15] BLACKMAN, B.R.K ; HADAVINIA, H. ; KINLOCH, A.J. ; WILLIAMS, J.G.: The use of a cohesive zone model to study the fracture of fibre composites and adhesively-bonded joints. *Int. J. of Frac.* 119 (2003)
- [16] *Fracture Tests for Structural Adhesive Joints* In: BLACKMAN, B.R.K ; KINLOCH, A.J.: *Fracture Mechanics Testing for Polymers, Adhesives and Composites*. Elsevier Science, Amsterdam (2001)
- [17] BLACKMAN, B.R.K. ; KINLOCH, A.J. ; PARASCHI, M.: The determination of the mode II adhesive fracture resistance,  $G_{IIc}$ , of structural adhesive joints: an effective crack length approach. *Eng. Frac. Mech.* 72 (2005)
- [18] BLACKMAN, B.R.K ; KINLOCH, A.J. ; PARASCHI, M. ; TEO, W.S.: Measuring the mode I adhesive fracture energy,  $G_{Ic}$ , of structural adhesive joints: the results of an international round robin. *Int. J. of Adhesion and Adhesives* 23 (2003)
- [19] BORNEMANN, J. ; SCHLIMMER, M.: Berechnung und Auslegung von Klebverbindungen (Teil 2). *Adhäsion - Kleben Dichten* (2004)
- [20] CARLBERGER, T.: *Adhesive Joining for Crashworthiness*, Chalmers Tekniska Högskola, Dissertation (2008)
- [21] CHABOCHE, J.L.: *Description Thermodynamique et Phenomenologique de la Viscoplasticite Cyclique avec Endommagement* , Univ. Paris VI, Publication ONERA, No.3 (1978)
- [22] CHAI, H. ; MALL, S.: Design aspects of the end-notched adhesive joint specimen. *Int. J. Frac.* 36 (1988)
- [23] CROCOMBE, A.D. ; RICHARDSON, S. ; SMITH, P.A.: A unified approach for predicting the strength of cracked and non-cracked adhesive joints. *J. Adhesion* 49 (1995)

- [24] DE MOURA, M.F.S.F. ; GONCALVES, J.P.M. ; CHOUSAL, J.A.G. ; CAMPILHO, R.D.S.G.: Cohesive and continuum mixed-mode damage models applied to the simulation of the mechanical behaviour of bonded joints. *Int. J. Adhesion and Adhesives* 28 (2008)
- [25] DEAN, G. ; CROCKER, L. ; READ, B. ; WRIGHT, L.: Prediction of deformation and failure of rubber-toughened adhesive joints. *Int. J. Adhesion and Adhesives* 24 (2004)
- [26] DELALE, F. ; ERDOGAN, F. ; AYDINOGLU, M.N.: Stresses in adhesively bonded joints: a close form solution. *Composite Materials* 15 (1981)
- [27] DESHPANDE, V.S. ; FLECK, N.A.: Isotropic constitutive models for metallic foams. *Mech. Phys. Sol.* 48 (2000)
- [28] DUNCAN, B. ; DEAN, G.: Measurements and models for design with modern adhesives. *Int. J. Adhesion and Adhesives* 23 (2003)
- [29] EDLUND, U.: Surface adhesive joint description with coupled elastic plastic damage behaviour and numerical applications. *Comput. Meth. Appl. Mech. Eng.* 115 (1994)
- [30] GANGHOFFER, J.F. ; SLUYS, L.J. ; BORST, R. de: A reappraisal of nonlocal mechanics. *Eur. J. Mech. Solids* 18 (1999)
- [31] GIAMBANCO, G. ; FILECCIA SCIMEMI, G.: Mixed mode failure of bonded joints with rate-dependent interface models. *Int. J. Numer. Meth. Eng.* 67 (2006)
- [32] GLEICH, D.M.: *Stress analysis of structural bonded joints*, Delft University of Technology, Dissertation, ISBN 90-407-2285-4 (2000)
- [33] GLEICH, D.M. ; TOOREN, M.J. ; BEUKERS, A.: Composites Joining Technology, 45th International SAMPE Symposium. *Structural adhesive bonded joint review*, 2000
- [34] GOLAND, M. ; REISSNER, E.: The stresses in cemented joints. *J. Appl. Mech.* (1944)
- [35] GROTH, H.L.: Viscoelastic and viscoplastic stress analysis of adhesive joints. *J. Adhesion and Adhesives* 10 (1990)
- [36] HART-SMITH, L.J.: Adhesive-bonded double lap joints, NASA, Langley Research Center, Forschungsbericht, CR-112235 (1973)
- [37] HART-SMITH, L.J.: Stress analysis: a continuum mechanics approach. In: *Developments in Adhesives-2*, London (1981)

- [38] HAYASHI, T.: Creep analysis of bonded joints. *Composite, Material and Structure* 1 (1972)
- [39] IMANAKA, M. ; SUZUKI, Y.: Yield behaviour of rubber-modified epoxy adhesives under multiaxial stress conditions. *J. Adh. Sc. Tech.* 16 (2002)
- [40] JOHNSON, G.R. ; COOK, W.H.: Fracture characteristics of three metals subjected to various strains, strain rates, temperatures and pressures. *Eng. Frac. Mech.* 21 (1985)
- [41] KACHANOV, L.R.: Rupture time under creep conditions. *Otdelenie tehnikeskich nauk* 8 (1958)
- [42] LAU, J.H.; PAO, Y.H.: *Solder Joint Reliability of BGA, CSP, Flip Chip and Fine Pitch SMT Assemblies* McGraw Hill, New York (1997)
- [43] LEFFLER, K. ; ALFREDSSON, K.S. ; STIGH, U.: Shear behaviour of adhesive layers. *Int. J. Solids and Structures* 44 (2006)
- [44] LEMAITRE, J.: Local Approach of Fracture. *Eng. Frac. Mech.* 25 (1986)
- [45] LIVERMORE SOFTWARE TECHNOLOGY CORPORATION (Hrsg.): *LS-DYNA Keyword User's Manual, Volume I, Version 971*. ISBN 0-9778540-2-7 (2007)
- [46] MAHNKEN, R. ; SCHLIMMER, M.: Simulation of strength difference in elasto-plasticity for adhesive materials. *Int. J. Numer. Meth. Eng.* 63 (2005)
- [47] MARZI, S.: *Anwendung thermoelastischer Materialmodelle bei Elastomeren*, RWTH Aachen, Diplomarbeit (2005)
- [48] MARZI, S. ; HESEBECK, O. ; BREDE, M. ; KLEINER, F.: An End-Loaded Shear Joint (ELSJ) Specimen to Measure the Critical Energy Release Rate in Mode II of Tough, Structural Adhesive Joints. *J. Adh. Sc. Tech.* 23 (2009)
- [49] MARZI, S. ; HESEBECK, O. ; BREDE, M. ; KLEINER, F.: A rate-dependent cohesive zone model for adhesive layers loaded in mode I. *J. Adh. Sc. Tech.* 23 (2009)
- [50] MARZI, S. ; HESEBECK, O. ; BREDE, M. ; KLEINER, F.: A Rate-Dependent, Elasto-Plastic Cohesive Zone Mixed-Mode Model for Crash Analysis of Adhesively Bonded Joints. In: *7th European LS-DYNA conference proceedings* (2009)
- [51] MARZI, S. ; RAMON-VILLALONGA, L. ; POKLITAR, M. ; KLEINER, F.: Usage of Cohesive Elements in Crash Analysis of Large, Bonded Vehicle Structures - Experimental Tests and Simulation. In: *German LS-Dyna Forum Bamberg, conference proceedings*, (2008)

- [52] NEEDLEMAN, A.: A continuum model for void nucleation by inclusion debonding. *J. Appl. Mech.* 54 (1987)
- [53] OPLINGER, D.W.: A layered beam theory for single lap joints. *Army Materials Technology Laboratory Report MTL TR91-23* (1991)
- [54] PANDEY, P.C. ; NARASIMHAN, S.: Three-dimensional nonlinear analysis of adhesively bonded lap joints considering viscoplasticity in adhesives. *Computers and Structures* 79 (2001)
- [55] QIAO, P. ; WANG, J. ; DAVALOS, J.F.: Analysis of tapered ENF specimen and characterization of bonded interface fracture under mode-II loading. *Int. J. Solids and Structures* 40 (2002)
- [56] RABOTNOV, Y.N.: Creep Rupture. In: *Proceedings of 12th Int. Congr. Appl. Mech.* Berlin (1969)
- [57] RAGHAVA, R. ; CADDELL, R.M. ; YEH, G.S.Y.: The macroscopic yield behaviour of polymers. *Mater. Sc.* 8 (1973)
- [58] RAHULKUMAR, P. ; JAGOTA, A. ; BENNISON, S.J. ; SAIGAL, S.: Cohesive element modelling viscoelastic fracture, application to peel testing of polymers. *Int. J. Solids and Structures* 37 (2000)
- [59] RUSSEL, A.J. ; STREET, K.N.: Factors effecting the interlaminar fracture energy of graphite/epoxy laminates. *Progress in science and Engineering of Composites* (1982)
- [60] SCHLEICHER, F.: Der Spannungszustand an der Fließgrenze (Plastizitätsbedingung). *Zeitschrift für Angewandte Mathematik und Mechanik* 6 (1926)
- [61] SCHLIMMER, M. ; BREDE, M. ; BORNEMANN, J. ; HAHN, O. ; HANDING, C. ; HENNEMANN, O.-D. ; HESEBECK, O. ; JENDRNY, J.: Gemeinsame Forschung in der Klebtechnik, 3. Kolloquium. *Methodenentwicklung zur Berechnung und Auslegung geklebter Stahlbauteile für den Fahrzeugbau* DVS-Verlag, DVS-Bericht 222 (2003)
- [62] SILVA, L.F.M. da (Hrsg.) ; ÖCHSNER, A. (Hrsg.): *Modeling of Adhesively Bonded Joints*. Springer, ISBN 978-3-540-79056-3 (2008)
- [63] SRAWLEY, J.E. ; GROSS, B.: Stress intensity factors for crack-loaded edge-crack specimens. *NASA technical note*. NASA TN D-3820 (1967)
- [64] TEO, W.S. ; BLACKMAN, B.R.K. ; KINLOCH, A.J. ; RODRIGUEZ-SANCHEZ, F.S.: The analysis of fracture mechanics data from high rate tests. In: *30th*

- Annual Meeting of the Adhesion Society - conference proceedings*, ISBN1086-9506 (2007)
- [65] TONG, L.: Bond strength for adhesive-bonded single-lap joints. *Acta Mechanica* 117 (1996)
- [66] TSAI, M.Y. ; MORTON, J.: An evaluation of analytical and numerical solutions to the single lap joint. *Int. J. Solids and Structures* 31 (1994)
- [67] TSAI, M.Y. ; MORTON, J.: Three-dimensional deformations in a single lap joint. *Strain Analysis* 29 (1994)
- [68] VOLKERSEN, O.: Die Nietkraftverteilung in zugbeanspruchten Nietverbindungen mit konstanten Laschenquerschnitten. *Luftfahrtforschung* 15 (1938)
- [69] WANG, C.H. ; CHALKLEY, P.: Plastic yielding of a film adhesive under multiaxial stresses. *Int. J. Adhesion and Adhesives* 20 (2000)
- [70] WOCKE, C.: 13. deutschsprachiges ABAQUS Anwendertreffen. *An initial attempt at modelling failure in a rubber-toughened epoxy adhesive* (2001)
- [71] XU, C. ; SIEGMUND, T. ; RAMANI, K.: Rate-dependent crack growth in adhesives, I. Modelling approach. *Int. J. Adhesion and Adhesives* 23 (2003)
- [72] XU, C. ; SIEGMUND, T. ; RAMANI, K.: Rate-dependent crack growth in adhesives, II. Experiments and analysis. *Int. J. Adhesion and Adhesives* 23 (2003)
- [73] YANG, Q.D. ; THOULESS, M.D. ; WARD, S.M.: Elastic-plastic mode II fracture of adhesive joints. *Int. J. Solids and Structures* (2000)
- [74] YU, X.X. ; CROCOMBE, A.D. ; RICHARDSON, G.: Material modelling for rate-dependent adhesives. *Int. J. Adhesion and Adhesives* 21 (2001)
- [75] ZGOUL, M. ; CROCOMBE, A.D.: Numerical modelling of lap joints bonded with a rate-dependent adhesive. *Int. J. Adhesion and Adhesives* 24 (2004)
- [76] ZHANG, X. ; MAI, Y.-W. ; JEFFREY, R.G.: A cohesive plastic and damage zone model for dynamic crack growth in rate-dependent materials. *Int. J. Solids and Structures* 40 (2003)
- [77] ZHAO, X. ; ADAMS, R.D. ; KARACHALIOS, R.F.: A new approach to determining the bending moment factors in single lap joints. *Proc. Adhesion* 90 (1990)

Kohäsivzonenmodelle stellen eine effiziente Methode dar, um das Verhalten einer Klebverbindung in einer numerischen Simulation wiederzugeben. In dieser Arbeit wird ein Kohäsivzonenmodell vorgestellt, welches in der Lage ist, das ratenabhängige, elasto-plastische Verhalten von Strukturklebstoffen, die unter anderem im Karosseriebau gängig eingesetzt werden, abzubilden.

Die Parameter für dieses Materialmodell werden direkt aus Experimenten bestimmt. Dabei wird eine neue Methode zur Auswertung der Energiefreisetzungsrates in Tapered Double Cantilever Beam (TDCB) Versuchen vorgestellt, die auf einer Korrelation der während des Rissfortschritts dissipierten Energie und der entstandenen Risslänge beruht. Weiterhin wird die neu entwickelte End-Loaded Shear Joint (ELSJ) Probe vorgestellt, mit der sich die Energiefreisetzungsrates unter Schubbeanspruchung für hochfeste Klebverbindungen bestimmen lässt.

Das neu entwickelte Kohäsivzonenmodell wird durch die Simulation von Versuchen mit einfachen Verbindungsproben validiert, bevor das neue Modell abschließend in der Simulation eines Crashversuchs mit einer bauteilähnlichen Komponente erfolgreich eingesetzt wird.

ISBN 978-3-8396-0161-7



9 783839 601617